



AVERTISSEMENT

Ce document est le fruit d'un long travail approuvé par le jury de soutenance et mis à disposition de l'ensemble de la communauté universitaire élargie.

Il est soumis à la propriété intellectuelle de l'auteur. Ceci implique une obligation de citation et de référencement lors de l'utilisation de ce document.

D'autre part, toute contrefaçon, plagiat, reproduction illicite encourt une poursuite pénale.

Contact : ddoc-theses-contact@univ-lorraine.fr

LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 335.2- L 335.10

http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg_droi.php

<http://www.culture.gouv.fr/culture/infos-pratiques/droits/protection.htm>

N° d'ordre attribué par la bibliothèque : L L L L L L L L L L L L L L L L

THÈSE

Présentée pour obtenir le grade de

DOCTEUR

De

L'UNIVERSITÉ DE LORRAINE

Spécialité : Mécanique et Énergétique

École Doctorale EMMA 409 (Énergie Mécanique MATériaux)

Présentée par

Issam BENCHEIKH

**Simulation multi-étapes de l'usure des outils de coupe revêtus par une modélisation
XFEM/Level-set**

Directeurs de thèse : Mohammed NOUARI

Soutenue publiquement le Vendredi 22 Juin 2018 devant le jury :

Mme. Katia MOCELLIN	Maître de recherche HDR, Laboratoire CEMEF, Mines de ParisTech	Rapporteur
M. Olivier CAHUC	Professeur, Laboratoire I2M, Université de Bordeaux	Rapporteur
Mme. Céline BOUBY	Maître de conférences, Laboratoire LEM3, Université de Lorraine	Examineur
M. José OUTEIRO	Maître de conférences HDR, Laboratoire LaBoMaP, Arts et Métier ParisTech	Examineur
M. Dominique KNITTEL	Professeur, Laboratoire LEM3, Université de Strasbourg	Examineur
M. Mohammed NOUARI	Professeur, Directeur de la recherche InSIC, Université de Lorraine	Directeur de thèse
M. François BILTERYST	Maître assistant, Laboratoire LEM3, Université de Lorraine	Examineur
M. Sébastien DEZECOT	Ingénieur Docteur, Responsable R&D, Evatec-tools	Invité

Laboratoire LEM3 UMR CNRS 7239, Université de Lorraine
Gip-InSIC, 27 rue d'Heilleule, Saint-Dié-des-Vosges, F-88100, France

« Si le passé ne vaut pas la peine d'être évoqué, faisons un avenir qui mérite d'être raconté »
Najib MAHFOUZ

«

»

*À mon père et ma mère,
À mes frères,
À toute ma famille*

Remerciements

Les travaux de cette thèse ont été réalisés dans le cadre du projet ANR labCom LARIOPAC « Laboratoire de Recherche et Innovation des Outils pour les Procédés Avancés de Coupe ». Il s'agit d'un projet de laboratoire commun public-privé entre le groupe industriel Evatec Tools et le laboratoire LEMTA UMR CNRS 7563 « laboratoire d'Energétique et de Mécanique Théorique Appliquée ».

Tout d'abord, je voudrais exprimer ma sincère gratitude à mon directeur de thèse, le professeur Mohammed NOUARI, pour m'avoir choisi pour ce projet, pour sa patience, sa motivation, son dévouement et son immense savoir. Ses conseils et sa pédagogie m'ont aidé tout au long de mes recherches et dans l'écriture de ce manuscrit de thèse. J'adresse de chaleureux remerciements à mon Co-encadrant de thèse, M. François BILTERYST, Maître-assistant, de m'avoir encadré et guidé avec sagesse pendant toute la durée de la thèse. Merci pour votre disponibilité et votre professionnalisme. Je tiens également à remercier M. Hamid MAKICH, Maître-assistant, pour sa disponibilité et son aide pour la réalisation des essais expérimentaux.

Je remercie Madame Katia MOCELLIN (Maître de recherche HDR, Mines de ParisTech) et Monsieur Olivier CAHUC (Professeur, Université de Bordeaux) les deux rapporteurs d'avoir accepté de s'intéresser à mon travail et pour leurs travaux d'expertise. Je tiens aussi à remercier Madame Céline BOUBY (Maître de conférences, Université de Lorraine), Monsieur José OUTEIRO (Maître de conférences HDR, Arts et Métier ParisTech) et Monsieur Dominique KNITTEL (Professeur, Université de Strasbourg) pour avoir bien voulu faire partie du jury de thèse en tant qu'examineurs.

Mes remerciements s'adressent également à l'équipe du partenaire industriel Evatec Tools (M. Benjamin JULIERE Directeur du groupe Evatec, M. Julien THIL et M. Sébastien DEZECOT) pour leurs collaborations.

Je tiens à remercier l'équipe du CFAI de Sainte-Marguerite et M. Gaël LECOZ, Ingénieur R&D au LEM3, pour leur aide lors des essais expérimentaux de cette thèse.

J'ai eu beaucoup de chance de rencontrer les collègues et amis thésards de l'InSiC. Donc, je tiens également à les remercier pour leurs contributions au bon déroulement de mon travail. J'envoie un grand merci à M. Samir ATLATI, Maître de conférences à EST d'Oujda au Maroc, pour son implication dans certaines parties de la thèse.

Table des matières

Introduction générale & contexte de l'étude	1
Chapitre 1 : Etude Bibliographique	5
1. Généralités sur l'usinage des matériaux métalliques	5
2. Processus de formation de copeaux.....	5
2.1. Morphologie des copeaux.....	5
2.2. Description des zones de cisaillement	6
3. Phénomènes physiques mis en jeu dans les contacts outil/copeau et outil/pièce	8
3.1. Comportement thermomécanique.....	8
3.2. Lois de contact mécanique et thermique	11
3.2.1. Frottement outil-copeau et nature du contact	11
3.2.2. Comportement thermique : transfert et partage de la chaleur à l'interface outil/copeau.....	14
4. Usure des outils en usinage.....	17
4.1. Manifestation de l'usure	17
4.1.1. Usure en cratère.....	17
4.1.2. Usure en dépouille.....	18
4.2. Modes d'usure	19
4.3. Loi d'usure.....	22
4.4. Profils d'usure.....	23
5. Comportement des revêtements d'outils en usinage.....	26
5.1. Généralités sur les revêtements	26
5.2. Comportement tribologique des revêtements	27
5.2.1. Comportement mécanique.....	27
5.2.2. Comportement thermique.....	29
5.3. Comportement à l'usure des couches de revêtement.....	32
6. Approches numériques pour modéliser les couches de revêtement	35
6.1. Méthodes analytiques	35
6.2. Méthodes numériques.....	36
6.2.1. Méthodes d'homogénéisation	38
6.2.2. Partition de l'unité MPU et méthode des éléments finis enrichis	41
6.2.3. Méthodes multi-échelles couplées	46
7. Synthèse	50
Chapitre 2 : Couplage XFEM-Level-set pour la modélisation des couches de revêtements mono et multi-matériaux	53
Introduction	53

1. Développement du couplage XFEM/Level-set pour la modélisation de structures revêtues.....	54
1.1. Présentation du problème	54
1.2. Formulation XFEM	55
1.3. Description de l'interface à l'aide de la fonction Level-set.....	59
1.4. Intégration d'un élément fini étendu quadrangulaire linéaire 2D	64
1.5. Cas particulier des revêtements multicouches.....	68
2. Mise en œuvre du couplage XFEM-Level set pour la simulation des structures revêtues.....	72
2.1. Le schéma numérique	72
2.2. Etude de cas tests	75
2.2.1. Comparaison de l'approche proposée XFEM/Level-set avec d'autres méthodes.....	75
2.2.2. Simulation du comportement des revêtements mono et multicouches.	81
3. Conclusion	89
Chapitre 3 : Simulation numérique multi-étapes de l'usinage des alliages métalliques avec des outils revêtus : Modélisation et validation expérimentale.....	91
Introduction	91
1. Approche de simulation multi-étapes de l'usinage des alliages métalliques	92
1.1. Principe.....	92
1.2. Simulation ALE de l'usinage	93
2. Dispositif expérimental.....	96
2.1. Couple outil/matière usinée	96
2.2. Moyens expérimentaux et protocole d'essais	99
2.2.1. Moyens expérimentaux	99
2.2.2. Protocole d'essais.....	101
2.2.3. Conditions de coupe	104
2.3. Analyse de l'effet des revêtements d'outil de coupe	106
2.3.1. Effet du revêtement sur la morphologie des copeaux	106
2.3.2. Effet du revêtement sur les efforts de coupe	109
2.3.3. Effet du revêtement sur la température de coupe	113
2.3.4. Bilan de l'étude expérimentale sur l'influence des revêtements.....	116
3. Validation de la simulation numérique ALE.....	116
3.1. Identification des paramètres de contact outil/pièce.....	116
3.1.1. Identification du coefficient de frottement local	117
3.1.2. Identification de la conductance thermique de contact h	119
3.2. Validation de l'approche de simulation multi-étapes	124
3.2.1. Validation des efforts de coupe	124
3.2.2. Validation de la température	126
4. Conclusion	128

Chapitre 4 : Prédiction de l'usure des outils revêtus en utilisant l'approche multi-étapes

129

Introduction	129
1. Prédiction de l'usure des outils de coupe revêtus.....	130
1.1. Approche multi-étapes pour la prédiction de l'usure	130
1.2. Algorithme d'usure des outils de coupe	131
1.3. Détermination du chargement aux interfaces outil-copeau et outil pièce.....	133
1.3.1. Calcul de la pression de contact	134
1.3.2. Température	137
1.3.3. Vitesse de glissement	138
1.4. Evolution de la géométrie de l'outil utilisé.....	139
1.4.1. Evolution du maillage et de l'interface lors de la simulation de l'usure.....	140
1.4.2. Calcul des vecteurs déplacements	142
1.4.3. Adaptation du maillage à la nouvelle géométrie d'outil	143
1.5. Identification des coefficients de l'équation d'usure.....	144
2. Validation et comparaison des résultats	147
2.1. Comparaison des prédictions d'usure en cratère.....	148
2.2. Comparaison de l'usure en dépouille	149
3. Etude paramétrique.....	152
3.1. Influence du chargement thermomécanique.....	152
3.1.1. Influence de la vitesse de coupe	152
3.1.2. Influence de la pression de contact.....	155
3.1.3. Influence de la température	155
3.2. Influence du nombre de couches de revêtement.....	156
4. Conclusion	158
Conclusion générale et perspectives	161
Références bibliographiques	166
Nomenclature.....	176
Liste des Figures	178
Liste des Tableaux.....	185
Résumé	186
Abstract.....	188

Introduction générale & contexte de l'étude

Les opérations d'usinage constituent une part importante de la fabrication des composants mécaniques avec environ 15 % de la production mondiale, [1]. En raison de cette grande importance économique, une grande activité de recherche a été menée ces dernières années afin d'optimiser le processus de coupe et d'accroître la productivité tout en diminuant les coûts.

L'usure des outils de coupe influe sur la qualité des pièces et le coût d'usinage. Quand l'usure atteint une certaine valeur critique, les efforts de coupe, la température et les vibrations augmentent significativement et détériorent la stabilité de la coupe. L'opération d'usinage doit alors être interrompue pour remplacer l'outil usé. C'est ce temps de remplacement qui augmente les coûts et diminue considérablement la productivité. Aujourd'hui les industries du secteur utilisent des approches empiriques pour estimer la durée de vie des outils, ces formules empiriques (lois d'usure) ont besoin de plusieurs essais expérimentaux souvent coûteux et fastidieux. Il est donc nécessaire de développer une approche théorique permettant d'estimer l'usure et la durée de vie des outils de coupe sans faire appel aux essais d'usure.

Les travaux de cette thèse s'inscrivent dans le cadre du projet ANR intitulé labcom LARIOPAC « Laboratoire de Recherche et Innovation des Outils pour les Procédés Avancés de Coupe ». C'est un projet de laboratoire commun public-privé qui réunit l'équipe de l'Unité Mixte de Recherche de l'Université de Lorraine et du CNRS, le LEMTA (Laboratoire d'Energétique et de Mécanique Théorique Appliquée) et le groupe industriel Evatec-tools spécialisé dans la conception et la fabrication d'outils coupants spéciaux, porte-outils, plaquettes de coupe, pièces d'usure en carbure de tungstène, et outils de frappe et d'emboutissage.

L'objectif de ces travaux de thèse et du projet LARIOPAC est de proposer une approche permettant d'estimer l'usure des outils de coupe comportant un revêtement lors d'une opération d'usinage. La voie classique utilisée dans la littérature pour répondre à cet objectif est d'utiliser la simulation par la méthode des éléments finis standard « MEF » couplée avec une loi d'usure. Toutefois, les très faibles épaisseurs des couches de revêtement utilisées pour les outils de coupe (quelques micromètres) présentent une grande limitation vis-à-vis de la modélisation. En effet, pour représenter numériquement les couches de revêtement, le maillage doit être raffiné aux niveaux des interfaces et dans le revêtement. Ceci va augmenter significativement les temps de calcul puisqu'il faut mener à la fois une analyse en régime transitoire et surveiller la distorsion

du maillage lors de la mise à jour du profil usé de l'outil coupant. Pour faire face à ces problèmes numériques, la première étape consiste à proposer un modèle permettant de :

- tenir en compte de la présence du revêtement sans raffinement de maillage, synonyme de grands temps de calcul,
- représenter les interfaces entre les couches de revêtement et le substrat indépendamment de l'espace quelque soit la géométrie du domaine étudié,
- faciliter la localisation des interfaces,
- assurer la continuité des champs mécaniques et thermiques aux interfaces,
- éviter la distorsion du maillage lors de la mise à jour du profil de l'outil revêtu usé,
- et enfin, garantir la précision et la convergence des résultats.

Au début de ces travaux de thèse, il a été convenu de reprendre le modèle MAX-FEM [2,3] initialement développé au sein de notre équipe de recherche pour traiter la problématique des couches minces de type « joints brasés ou soudés », et l'étendre ensuite au cas des revêtements d'outils pour voir sa capacité de prédiction de l'usure des outils fabriqués par l'industriel partenaire du projet LARIOPAC. Rapidement, ce premier modèle a montré sa limitation face au problème des revêtements notamment pour les géométries courbes. Un grand travail de recherche bibliographique a donc été effectué sur les méthodes multi-échelles afin de proposer une amélioration du modèle initial et répondre au besoin particulier des revêtements. Un nouveau modèle a été donc développé en prenant en compte le couplage XFEM/Level-set.

La deuxième étape du travail consiste à exploiter le modèle développé dans une approche de simulation multi-étapes pour estimer l'usure des outils de coupe revêtu avec un temps de calcul CPU raisonnable. Cette approche multi-étapes a pour but d'effectuer d'abord des simulations numériques d'usinage (sans usure) jusqu'à atteindre le régime permanent. Le chargement thermomécanique issu de la simulation d'usinage est ensuite récupéré et injecté comme paramètre d'entrée dans le modèle XFEM/Level-set pour calculer l'usure et estimer la durée de vie de l'outil pour un temps d'usinage réel. Ce dernier point constitue l'originalité de ce travail car aucun modèle numérique classique ne pourra simuler plusieurs minutes d'usinage avec un temps de calcul CPU raisonnable.

L'approche développée constituera pour l'industriel un outil d'aide à la décision pour choisir et caractériser le revêtement adapté à son opération d'usinage avec des conditions de coupe optimales.

Ce mémoire de thèse s'articule autour de quatre chapitres :

Le **premier chapitre** est scindé en deux grandes parties. La première présente l'état d'art de la coupe des matériaux métalliques, et une analyse des phénomènes physiques mis en jeu au niveau de l'interface outil-pièce. Dans cette partie, l'usure des outils de coupe avec et sans

revêtement est étudiée avec les différentes approches utilisées dans la littérature. Dans la deuxième partie, les méthodes multi-échelles (analytiques et numériques), traitant la problématique des couches minces en générale et celles des revêtements en particulier, ont été analysées et étudiées afin de développer une méthodologie permettant de répondre à l'objectif de la thèse et du projet LARIOPAC.

Le **deuxième chapitre** est dédié à la mise en place du modèle numérique et son adaptation aux cas des géométries revêtues avec une ou plusieurs couches de revêtement. La sensibilité du modèle proposé aux différents paramètres physiques et numériques est ensuite étudiée sur des cas test simples en comparant les résultats obtenus à ceux issus des autres méthodes multi-échelles. Par la suite, la capacité du schéma numérique proposé est démontrée par la résolution du problème thermomécanique en régime transitoire pour des géométries d'outils revêtus en monocouche et multicouches. L'efficacité du modèle en termes de convergence et de temps de calcul CPU est ainsi testée avec des confrontations à des solutions références « éléments finis ».

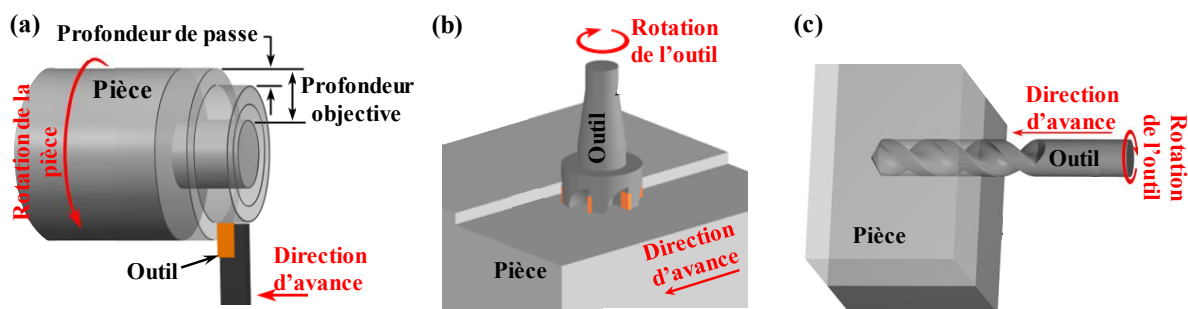
Le **troisième chapitre** est consacré au chargement thermomécanique sur l'outil et à l'identification des paramètres mécaniques et thermiques du contact aux niveaux des interfaces outil/copeau et outil/pièce. La première partie décrit le volet expérimental de l'étude en présentant les protocoles d'essais d'usinage de l'acier 42CrMo4 avec les différentes configurations d'outils de coupe (avec et sans revêtement). Cette partie a pour but d'étudier l'effet des revêtements sur les paramètres de coupe (efforts de coupe, température dans l'outil, ...). La deuxième partie présente l'approche multi-étapes utilisée pour identifier les paramètres de contact à l'interface outil/pièce en se basant sur les résultats expérimentaux, le modèle proposé dans le chapitre 2 et la simulation de la coupe utilisant l'approche éléments finis avec la formulation ALE (Arbitrary Lagrangian Eulerian). Les résultats de simulation et validations pour les différentes configurations d'outils et de conditions de coupe sont ensuite présentés à la fin de ce chapitre.

Le **quatrième et dernier chapitre** présente les différentes étapes utilisées pour estimer l'usure et la durée de vie des outils de coupe revêtus. L'utilisation du modèle présenté dans le deuxième chapitre pour suivre numériquement l'usure montre sa pertinence en termes de stabilité numérique lors de la mise à jour du profil usé tout en optimisant les temps de calcul CPU et en évitant la distorsion du maillage. L'approche multi-étapes et les résultats du troisième chapitre sont ensuite exploités avec des confrontations entre les simulations numériques et les essais expérimentaux. Ce chapitre se termine par une étude paramétrique montrant l'effet du chargement thermomécanique, des conditions de coupe et du nombre de couches de revêtement utilisés sur la durée de vie des outils de coupe pendant l'opération d'usinage.

Chapitre 1 : Etude Bibliographique

1. Généralités sur l'usinage des matériaux métalliques

Le terme *usinage* concerne tout procédé de fabrication par enlèvement progressif de la matière d'un bloc (brut), à l'aide d'outils comportant une ou plusieurs arêtes. La coupe avec une seule arête est utilisée par exemple dans l'opération de tournage, voir *Figure I.1(a)*. La pièce tourne autour de son axe et l'outil de coupe avance dans la matière. Le tournage s'effectue à l'aide d'un tour et produit des pièces de forme cylindrique. Les opérations de tournage telles que le chariotage, le rainurage, et le filetage permettent de réaliser une grande variété de caractéristiques telles que les surfaces planes et les contours complexes. Il existe d'autres procédés de coupe qui ne nécessitent pas une rotation de la pièce comme le rabotage.



source : <http://www.custompartnet.com/wu/machining>

Figure I.1. Illustrations des opérations d'usinage : (a) le chariotage, (b) le fraisage et (c) le perçage.

Dans le cas de la coupe avec plusieurs arêtes, la pièce usinée avance ou reste fixe et l'outil effectue un mouvement de rotation et translation pour créer des formes variées. C'est le cas par exemple des opérations de fraisage (voir *Figure I.1(b)*). L'outil de coupe comporte dans le cas d'une fraise monobloc plusieurs dents, ou plaquettes dans le cas d'une fraise mère. Un autre procédé qui reprend le même principe est le perçage. Dans ce procédé, l'outil rotatif avance verticalement dans la pièce fixe pour créer un trou, *Figure I.1(c)*. Les fraiseuses peuvent également effectuer des opérations de perçage de type alésage.

Les travaux de cette thèse nécessitent une connaissance et une compréhension préalable de la complexité du chargement appliqué sur l'outil de coupe lors de l'usinage. Il est donc important d'étudier les différentes origines de ce chargement et son effet sur la pièce usinée et l'outil de coupe. Dans ce qui suit, nous nous intéresserons à l'opération de tournage sous sa forme simplifiée (configuration en coupe orthogonale).

2. Processus de formation de copeaux

2.1. Morphologie des copeaux

Dans les différents travaux de la littérature [4–6], les observations montrent que lors des opérations d'usinage, différentes formes de copeaux peuvent être obtenues, en fonction du type d'usinage, du matériau utilisé et des conditions de coupe. La formation des copeaux est le

résultat d'un cisaillement du matériau dans un plan s'étendant depuis l'arête de coupe de l'outil jusqu'à la surface libre du copeau. Une très grande déformation se produit dans cette zone pendant un temps court. La morphologie du copeau dépend également de la nature du frottement entre l'outil et la pièce, des conditions d'usinage et de la réponse mécanique et thermique du matériau face au chargement subit durant l'usinage, [7,8]. Comme le montre la [Figure I.2](#) une grande majorité des copeaux peuvent être classés comme suit : les copeaux discontinus (segmentés ou fragmentés), les copeaux continus et les copeaux continus avec arête rapportée.

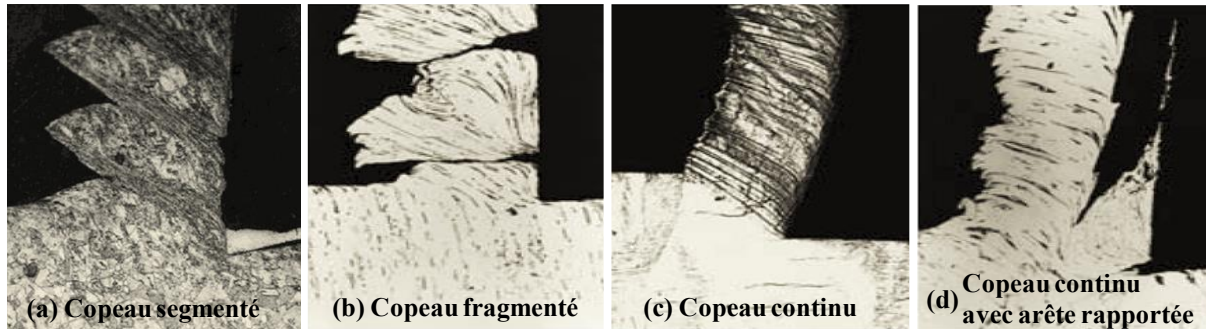


Figure I.2. Différentes morphologies de copeaux obtenus par la technique quick-stop et observés au microscope optique, [5].

Un copeau discontinu ([Figure I.2\(a\)](#) et (b)) apparaît lorsque le matériau usiné est fragile comme la fonte. D'autres facteurs influençant la formation des copeaux discontinus sont le frottement élevé entre la pièce et l'outil de coupe, les vitesses de coupe, les profondeurs de coupe élevées et l'adoucissement thermique du matériau usiné, [9]. D'autres auteurs [10,11] lient l'apparition des segments au phénomène de fissuration en amont de l'outil. En effet, la propagation de la fissure qui démarre de la surface de la matière usinée vers l'arête de l'outil, forme un copeau segmenté avec une partie localement déformée.

Les copeaux continus ([Figure I.2\(c\)](#)) sont produits lorsqu'on usine des matériaux ductiles à des vitesses de coupe élevées et des faibles profondeurs de coupe. Ce type de copeau est considéré comme étant idéal pour les opérations de coupe, car il permet une meilleure finition de la surface. Le copeau continu avec arête rapportée ([Figure I.2\(d\)](#)), se forme lorsque l'outil s'use mécaniquement par adhésion et lorsque le contact outil/copeau est de type collant, [12]. Cette morphologie de copeau est souvent obtenue avec les aciers à faible teneur en carbone usinés avec des outils de coupe en acier rapide à faible vitesse de coupe. L'arête rapportée génère une mauvaise qualité de surface et réduit considérablement la durée de vie de l'outil de coupe.

2.2. Description des zones de cisaillement

Pendant le processus d'usinage, les cisaillements majeurs sont concentrés dans trois zones proches de l'arête de coupe de l'outil (voir [Figure I.3](#)). Ces régions sont habituellement appelées zones de cisaillement primaire, secondaire et tertiaire. Elles sont le siège de déformations, taux de déformations et températures intenses.

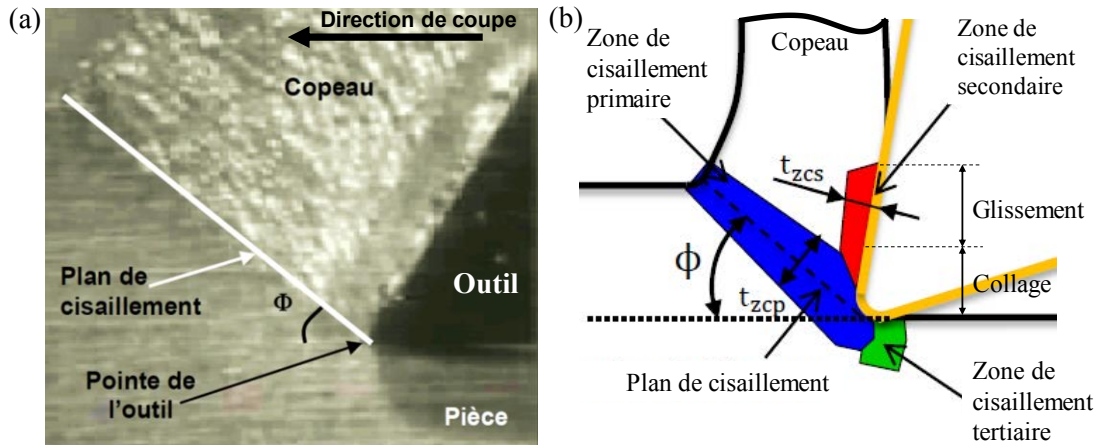


Figure I.3. (a) Visualisation de la formation du copeau à l'aide d'une caméra vidéo rapide (CCD), [13]. (b) Schématisation des différentes zones de cisaillement lors de la formation du copeau, [14].

- **Zone de cisaillement primaire (ZCP)**

La ZCP s'étend de la pointe de l'outil de coupe à la jonction entre le matériau non déformé et le copeau déformé. La formation des copeaux se fait d'abord et principalement dans cette zone lorsque l'arête de l'outil pénètre dans la pièce. Dans cette zone, la pièce est soumise à une déformation importante et une vitesse de déformation élevée, accompagnées d'une élévation importante de la température due à la dissipation d'énergie par déformation plastique. Le matériau est donc déformé dans cette zone par un processus de cisaillement intense. Des observations faites par plusieurs auteurs [15–17] indiquent que l'épaisseur t_{zcp} de la ZCP est de quelques dizaines de microns pour différents types de matériaux usinés. Cette zone est appelée également la bande de cisaillement adiabatique à cause de l'absence d'échange de chaleur avec le reste du matériau. Elle est inclinée d'un angle ϕ (angle de cisaillement primaire) par rapport à la direction de la coupe. Selon Merchant [18,19], l'angle ϕ est défini par :

$$\phi = \frac{\pi}{4} - \frac{1}{2}(\lambda - \alpha) \quad (I.1)$$

où α est l'angle de coupe et λ l'angle de frottement entre l'outil et le copeau.

- **Zone de cisaillement secondaire (ZCS)**

La zone de cisaillement secondaire (ZCS) se situe au voisinage de la zone de contact outil-copeau. Elle est soumise à des taux de déformation élevés (de l'ordre $10^3 s^{-1}$, [20]) et une forte élévation de la température (qui peut atteindre $1000^\circ C$ lors de l'usinage d'un acier faiblement allié par un outil en carbure de tungstène à une vitesse de coupe de 250 m/min, [21]). Le rapport entre l'épaisseur de la zone de cisaillement secondaire et l'épaisseur totale du copeau est d'environ 0.2 pour un acier doux. Ce rapport peut être différent selon le matériau usiné (par exemple, pour l'acier 25CD4: 0.3 à 0.4 [22], le titane (Ti6Al4V ou Ti55531) : 0.1 [23]). Dans la zone ZCS, l'écoulement de la matière se fait par cisaillement ce qui forme une couche limite

(voir la [Figure I.4](#)). Cette zone est souvent divisée en deux régions : une région collante et une autre glissante donnant ainsi lieu à un contact collant et glissant (voir [Figure I.3\(b\)](#)). Les phénomènes physiques intervenant dans la ZCS influencent fortement le comportement de l'outil de coupe en agissant sur le chargement thermomécanique à l'interface outil-copeau et par conséquent sa durée de vie. Plus de détails sur les phénomènes physiques régissant la ZCS sont donnés dans la section suivante.

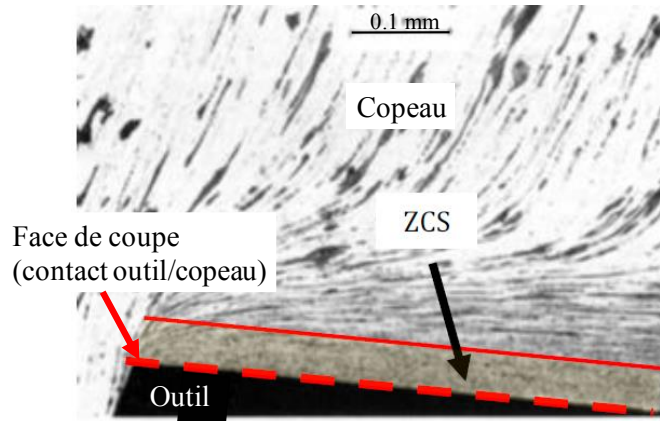


Figure I.4. ZCS d'un acier avec 0.1% de carbone usiné avec une vitesse de coupe élevée, [12].

- **Zone de cisaillement tertiaire (ZCT)**

Dans cette zone, l'outil est en contact avec la surface fraîchement coupée, ce qui provoque une déformation de la zone de contact avec la face de dépouille de l'outil. La profondeur et la quantité de déformation sous la surface usinée dépendent des paramètres de coupe et des matériaux utilisés (pièce et outil de coupe).

3. Phénomènes physiques mis en jeu dans les contacts outil/copeau et outil/pièce

En usinage, la quasi-totalité de l'énergie mécanique est transformée en chaleur, ce qui affecte les propriétés mécaniques de la matière usinée, celles de l'outil de coupe et le comportement tribologique au niveau de l'interface outil/pièce. Il est donc indispensable de comprendre les différents phénomènes physiques qui régissent les interfaces outil-copeau et outil-pièce.

3.1. Comportement thermomécanique

Contrairement au comportement rigide ou thermoélastique de l'outil, le choix d'une loi de comportement pour le matériau usiné est primordial pour simuler correctement le processus de formation de copeaux. En effet, plusieurs phénomènes doivent être pris en compte pour décrire le comportement des matériaux en usinage, comme la sensibilité à la vitesse de déformation, l'écrouissage et l'adoucissement thermique.

Dans la littérature, il existe une grande variété de lois de comportement permettant de tenir compte de ces phénomènes. Le compromis entre la pertinence de la loi de comportement pour

décrire des phénomènes spécifiques et la facilité d'identifier ses paramètres (expérimentalement et/ou numériquement) est le critère de choix de la loi de comportement. Le modèle thermo-viscoplastique de Johnson-Cook [24] a par exemple été largement utilisé en usinage [8,25–27]. La contrainte d'écoulement du matériau est décrite par trois termes multiplicatifs comme le montre l'équation (I.2):

$$\sigma_{eq} = \underbrace{\left[A + B\bar{\varepsilon}^n \right]}_{\text{Ecrouissage}} \cdot \underbrace{\left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0} \right) \right]}_{\text{Viscosité}} \cdot \underbrace{\left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_f - T_0} \right)^m \right]}_{\text{Température}} \quad (\text{I.2})$$

Dans cette équation, les trois termes représentent respectivement l'effet de l'écrouissage, la sensibilité à la vitesse de déformation (viscosité) et l'effet de l'adoucissement thermique du matériau. Dans le premier terme, A est la limite d'élasticité et B le module d'écrouissage (paramètre linéaire de l'écrouissage). Ces deux constantes sont déterminées expérimentalement, $\bar{\varepsilon}$ est la déformation plastique équivalente et n le coefficient d'écrouissage (paramètre non linéaire de l'écrouissage). Dans le second terme, $\dot{\bar{\varepsilon}}$ et $\dot{\bar{\varepsilon}}_0$ représentent respectivement les vitesses de déformation équivalente actuelle et de référence, et C correspond au coefficient de dépendance à la vitesse d'écrouissage. Dans le dernier terme de cette loi, T_f et T_0 correspondent respectivement aux températures de fusion et de référence et le coefficient m représente l'exposant d'adoucissement thermique.

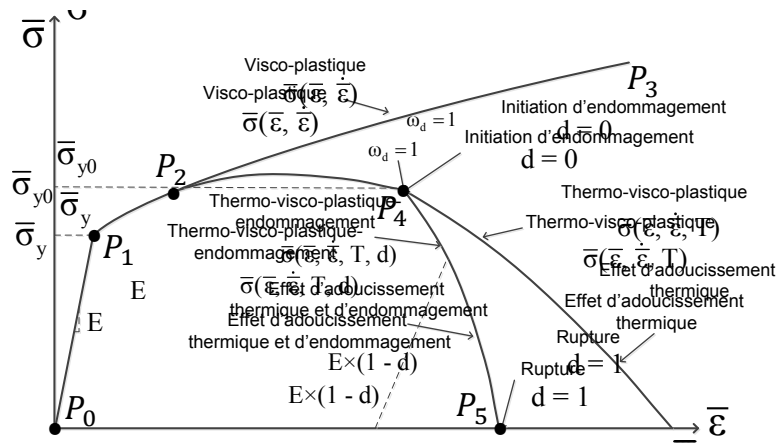


Figure I.5. Courbe Contrainte-Déformation d'un matériau ductile selon Atlati, [28].

Afin de simuler la formation du copeau, un modèle d'endommagement est souvent utilisé. Ce modèle peut être illustré par une relation contrainte-déformation typique dans le cas d'un matériau ductile (voir Figure I.5). En effet, la réponse de ce dernier est initialement élastique (P_0 - P_1) suivie d'un comportement plastique avec durcissement (P_1 - P_2), dans lequel la courbe (P_1 - P_3) est la réponse de contrainte-déformation sans endommagement. L'effet de l'endommagement sur le comportement devient sensible au point P_2 , conduisant à une diminution progressive du module tangent (ou module de durcissement). Le point P_4 correspond à l'initiation d'endommagement tandis que le point P_5 indique la rupture théorique.

i) Initiation de l'endommagement

L'endommagement défini par Johnson-Cook [29] dans un élément fini donné est initié lorsqu'un paramètre scalaire d'endommagement ω_d atteint la valeur 1. Ce paramètre est basé sur une loi cumulative définie comme suit :

$$\omega_d = \int \frac{d\bar{\varepsilon}^{pl}}{\bar{\varepsilon}_0^{pl}} \quad \text{avec} \quad 0 \leq \omega_d \leq 1 \quad (\text{I.3})$$

où $d\bar{\varepsilon}^{pl}$ est l'incrément de déformation plastique équivalente, qui est mis à jour à chaque étape d'analyse, $\bar{\varepsilon}_0^{pl}$ est la déformation plastique équivalente à l'initiation et exprimée par l'équation suivante :

$$\bar{\varepsilon}_0^{pl} = \underbrace{\left[d_1 + d_2 e^{\left(d_3 \frac{P}{\bar{\sigma}} \right)} \right]}_{\text{Tri-axialité des contraintes}} \underbrace{\left[1 + d_4 \ln \left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}^{pl}}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0^{pl}} \right) \right]}_{\text{Viscosité}} \underbrace{\left[1 - d_5 \left(\frac{T - T_0}{T_f - T_0} \right) \right]}_{\text{Température}} \quad (\text{I.4})$$

où $(d_1 \dots d_5)$ sont des constantes d'initiation de l'endommagement déterminées par des essais expérimentaux. P est la pression hydrostatique $\left(P = -\frac{1}{3} \text{tr}(\boldsymbol{\sigma}) \right)$.

ii) Evolution de l'endommagement

Quand l'endommagement se produit dans le copeau, la relation contrainte-déformation ne représente plus exactement le comportement du matériau. La poursuite de l'utilisation de la relation contrainte-déformation introduit une forte dépendance à la taille du maillage basé sur la localisation de la déformation. L'énergie à la rupture du matériau G_f est utilisée pour réduire cette dépendance au maillage en créant une réponse de contrainte-déplacement après l'initiation de l'endommagement.

$$G_f = \int_{\bar{\varepsilon}_0^{pl}}^{\bar{\varepsilon}_f^{pl}} L \bar{\sigma} d\bar{\varepsilon}^{pl} = \int_0^{\bar{u}_f^{pl}} \bar{\sigma} d\bar{u}^{pl} \quad (\text{I.5})$$

où L est la longueur caractéristique du plus petit élément du maillage, $\bar{\varepsilon}_f^{pl}$ et $\bar{\varepsilon}_0^{pl}$ sont la déformation plastique équivalente aux points P_2 et P_5 correspondant à la [Figure I.5](#). $\bar{u}_f^{pl}$ et $\bar{\sigma}$ sont le déplacement plastique à la rupture et la contrainte équivalente.

L'évolution de l'endommagement est effectuée en variant la valeur de d entre 0 et 1 selon une loi linéaire ou exponentielle de l'équation (I.6), [30].

$$d = \begin{cases} \frac{\bar{u}^{pl}}{\bar{u}_f^{pl}} = \frac{L\bar{\varepsilon}^{pl}}{\bar{u}_f^{pl}} = \frac{2G_f L\bar{\varepsilon}^{pl}}{\bar{\sigma}_{y0}} & \text{évolution linéaire} \\ 1 - \exp\left(-\int_0^{\bar{u}^{pl}} \frac{\bar{\sigma}}{G_f} d\bar{u}^{pl}\right) & \text{évolution exponentielle} \end{cases} \quad (I.6)$$

$\bar{u}^{pl}$ et $\bar{\varepsilon}^{pl}$ sont respectivement le déplacement et la déformation plastique équivalente. $\bar{\sigma}_{y0}$ est la contrainte d'écoulement à l'initiation de l'endommagement (point P_4).

3.2. Lois de contact mécanique et thermique

3.2.1. Frottement outil-copeau et nature du contact

Trois types de frottement ont été identifiés sur la face de coupe d'un outil dans la littérature: (i)- le frottement global ou apparent caractérisé par le coefficient μ_{app} , et calculé via les efforts expérimentaux de coupe et d'avance selon la loi de Merchant, [18]. (ii)- le frottement moyen ($\bar{\mu}$), calculé sur la face de coupe de l'outil sans la prise en considération du rayon d'arête, et enfin (iii)- le frottement local μ , qui caractérise uniquement la zone glissante dans le contact, la zone collante est quant à elle régie par l'écoulement plastique. Il est défini par le rapport des contraintes normales et tangentielles. Généralement, on a $\mu_{app} > \bar{\mu} > \mu$. Dans le cas particulier de la relation $\mu_{app} = \bar{\mu} = \mu$, l'effet du rayon d'arête de l'outil est négligé, le contact est considéré purement glissant et le comportement du matériau usiné est parfaitement plastique sans effets thermiques, [18]. Moufki et al. [31] ont proposé un modèle pour le calcul du coefficient de frottement moyen $\bar{\mu}$ avec la prise en compte de l'effet de la température de contact :

$$\bar{\mu} = \mu_0 \left(1 - \frac{\bar{T}_i - T_0}{T_f - T_0}\right)^q \quad (I.7)$$

où T_f est la température de fusion du matériau usiné, $\bar{T}_i$ est la température moyenne à l'interface outil/copeau et μ_0 , T_0 et q sont des valeurs de référence dépendant du matériau.

Dans la plupart des études, une situation de frottement classique (loi de frottement de Coulomb) est considérée, dans laquelle les forces de frottement tendent à restreindre le mouvement à la surface de l'outil. Cependant, des études détaillées sur l'interface outil/pièce ont montré que cette approche est inappropriée à la plupart des conditions de coupe, [32,33]. A ce stade, il est nécessaire d'expliquer pourquoi les concepts classiques de frottement ne s'appliquent pas dans le cas de l'usinage. Coulomb basé sur de nombreux exemples courants de glissement d'une surface solide par rapport à une autre, propose que la contrainte de frottement τ_f nécessaire pour amorcer ou continuer le glissement soit proportionnelle à la contrainte normale σ_n dans la zone glissante à l'interface

$$\tau_f = \mu \sigma_n \quad (I.8)$$

Le coefficient de frottement μ supposé constant, ne dépend que de ces forces et il est indépendant de la surface de glissement. Or, plusieurs études ont montré que le frottement dépend de plusieurs paramètres locaux tels que la pression de contact, la vitesse de glissement et la température, [8,34,35]. En raison de l'insuffisance de la loi de frottement de Coulomb pour étudier les phénomènes complexes qui se produisent à l'interface outil/copeau, plusieurs modèles constitutifs ont été proposés qui tentent d'expliquer les phénomènes complexes qui se produisent à l'interface outil/copeau. Un résumé de certains modèles de frottement développés dans la littérature est présenté dans le [Tableau I.1](#). Les résultats les plus pertinents en termes d'efforts d'usinage d'après l'étude effectuée par Ozel [36], sont obtenus avec les frottements de Coulomb variable (Modèle 3) ou Tresca variable (Modèle 4). Les coefficients de ce dernier sont identifiés à partir des travaux expérimentaux conduits par Shirakashi et Usui [37] reprenant la technique du "split tool".

Tableau I.1. Principaux modèles de frottement considérés dans les simulations EF d'usinage (d'après Iqbat et al. [38]).

n°	Modèle de frottement	Expression
1	Coulomb constant	$\tau_f = \mu \cdot \sigma_n$
2	Tresca constant	$\tau_f = m_k \cdot k$
3	Coulomb variable	$\tau_f = \mu(P, V_g, T) \cdot \sigma_n$
4	Tresca variable	$\tau_f = m_k \cdot k \left(1 - \exp\left(\frac{-\mu \sigma_n}{m_k \cdot k}\right) \right)$
5	Tresca constant sur une zone d'adhésion Coulomb constant dans la zone de glissement	Modèle n° 2, dans la zone de collage. Modèle n° 1, dans la zone de glissement.
6	Tresca variable sur une zone d'adhésion Coulomb variable dans la zone de glissement	Modèle n° 4, dans la zone de collage. Modèle n° 3, dans la zone de glissement.

Une loi de frottement qui distingue les deux comportements tribologiques (collage et glissement) sur la face de coupe, proposée initialement par Zorev [34], peut être également adoptée. Cette loi reprend le principe du modèle de Coulomb-Orowan (modèle 5 avec $m = 1$). Sur la partie collante (près de la pointe de l'outil) la contrainte de frottement τ_f est supposée constante. Alors que, τ_f est proportionnelle à la contrainte normale de compression σ_n dans la partie glissante. La contrainte de frottement s'écrit ainsi comme suit :

$$\tau_f(x) = \begin{cases} k & \text{si } \mu \sigma_n \geq m k \text{ et } 0 < x \leq l_p & \text{Zone collante} \\ \mu \sigma_n & \text{si } \mu \sigma_n < m k \text{ et } l_p < x \leq l_c & \text{Zone glissante} \end{cases} \quad (I.9)$$

où k est la limite d'écoulement en cisaillement du matériau usiné ($k = \sigma_y/\sqrt{3}$), μ est le coefficient de frottement, m est une constante qui prend la valeur $0 < m \leq 1$, l_p est la longueur de contact collant entre l'outil et la pièce et l_c est la longueur totale de contact, voir [Figure I.6](#).

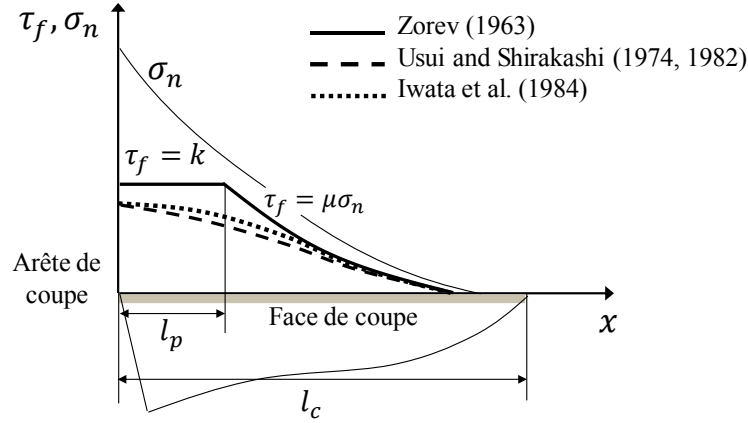


Figure I.6. Distributions des contraintes normale et de frottement sur la face de coupe de l'outil, [39].

Usui et Shirakashi [35] ont dérivé une équation empirique comme modèle de frottement, qui relie la contrainte de frottement à la contrainte normale par une relation non linéaire donnée par :

$$\tau_f = k \left| 1 - e^{-\left(\frac{\mu \sigma_n}{k}\right)} \right| \quad (\text{I.10})$$

où μ est un coefficient de frottement obtenu expérimentalement pour différentes combinaisons de matériaux outil/pièce.

Bahi et al. [23] ont proposé un modèle physique qui permet de calculer le coefficient de frottement local μ en fonction du ratio des longueurs du contact collant-glissant (L_p/L_c) sur la face de coupe (l'effet d'arête de coupe est négligé) :

$$\mu_{loc} = \frac{\mu_{app}}{\left(1 - \frac{L_p}{L_c}\right)^\xi \left[(1 + \xi) \left(\frac{L_p}{L_c}\right) \left(\frac{\bar{\tau}_{ZCS}}{\tau_{L_p}}\right) + \left(1 - \frac{L_p}{L_c}\right) \right]} \quad (\text{I.11})$$

Récemment, Malakizadi et al. [40] ont évalué la performance de différents modèles de frottement dans la simulation EF du processus de coupe orthogonale pour plusieurs conditions de coupe en utilisant trois codes commerciaux EF différents : Deform 2D, Abaqus et AdvantEdge. Deux combinaisons de couple outil/matériau ont été testés (K10/AISI 1045 et H13A/AISI 1080). Les outils de coupe sont en carbure de tungstène non-revêtu. La loi de comportement de Johnson-Cook a été utilisée dans les différents codes de calcul. Les coefficients de frottement ont eu une grande influence sur les résultats de simulation EF.

Cependant, les résultats de l'étude indiquent que, pour les deux combinaisons outil/matériau et indépendamment du code EF, une erreur moyenne presque identique a été obtenue pour tous les modèles de frottement adoptés (voir [Figure I.7](#)). Les modèles de frottement collant-glissant (SS) et dépendant de la pression (PD) fournissent les expressions les plus pertinentes d'un point de vue physique pour la simulation de l'état de frottement à l'interface outil/copeau. En se basant sur ces résultats et conclusions, le modèle de frottement collant-glissant (SS) va être adopté pour les travaux de cette thèse.

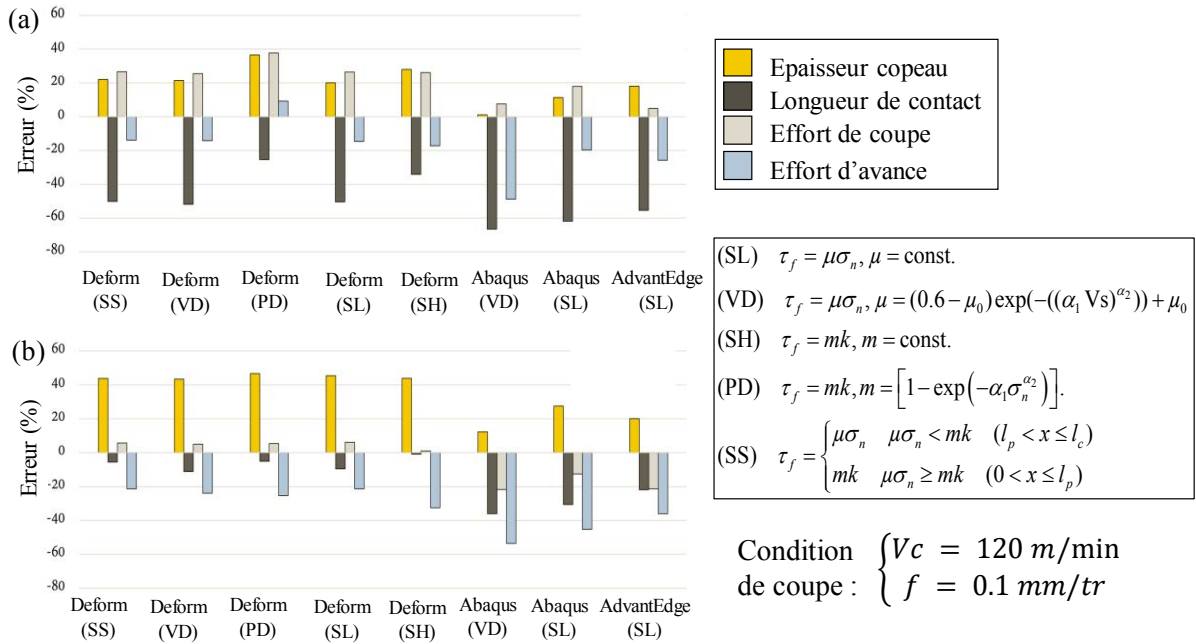


Figure I.7. Pourcentage d'erreur entre les réponses simulées (utilisant différents codes EF et modèles de frottement) et expérimentales : (a) AISI 1045 (b) AISI 1080, [40].

3.2.2. Comportement thermique : transfert et partage de la chaleur à l'interface outil/copeau

Le travail mécanique fourni durant le processus d'usinage est principalement converti en chaleur, ce qui augmente les températures du copeau, de l'outil et de la surface usinée. La deuxième source génératrice de chaleur au cours du processus d'usinage est le frottement dans la zone de cisaillement secondaire. Le transfert de chaleur entre le copeau, l'outil et l'environnement a un impact sur les températures, les mécanismes d'usure de l'outil et la qualité des surfaces usinées. Le transfert de la chaleur à l'interface outil/pièce est souvent supposé être régi par le coefficient global de transfert de chaleur h (appelé également la conductance thermique de contact), défini comme suit :

$$h = \frac{q}{\Delta T} \quad (\text{I.12})$$

où q est le flux de chaleur moyen qui traverse l'interface et ΔT est la chute de température. Il a été établi que h est fonction de plusieurs paramètres comme la pression de contact, les propriétés

des matériaux, la rugosité des surfaces de contact, la température et le type de lubrifiant, [41]. Pour la modélisation EF des procédés d'usinage, la conductance thermique de contact est un paramètre d'entrée important pour quantifier le transfert de chaleur entre le copeau et l'outil et pour prédire avec précision la distribution de la température à l'interface et à l'intérieur de l'outil de coupe. Généralement, des valeurs de h très élevées sont utilisées pour satisfaire l'hypothèse d'un contact parfait même s'il y a la présence du revêtement. Le [Tableau I.2](#) résume quelques valeurs de h utilisées par différents auteurs pour la simulation du processus d'usinage.

Tableau I.2. Différentes conductances thermiques de contact utilisées pour la simulation d'usinage.

Référence	Matériau pièce	Matériau outil	h [kW/m ² /°C]
Umbrello et al. [42]	C45	WC non-revêtu	1000
Coelho et al. [43]	AISI 4340	PCBN	500
Özel [36]	C45	WC non-revêtu	100
Arrazola et al. [44]	AISI 4140	Carbure ISO P10	100000
Koné et al. [26]	AISI 316L	Revêtu TiN	1000
		Revêtu Al ₂ O ₃ /TiN	
		Revêtu TiCN/Al ₂ O ₃ /TiN	
Ceretti et al. [45] Attanasio et al. [46]	C45	WC non-revêtu	$f(P, T)$
Krajinovic et al. [47]	42CrMo4	Revêtu TiAlN	100
		Revêtu TiCN/ α -Al ₂ O ₃	
		Revêtu TiAlN/ α -Al ₂ O ₃	
Atlati et al. [8]	AA2024-T351	WC non-revêtu	2000

En se basant sur différentes observations et analyses de la littérature, Courbon et al. [48] ont expliqué la formation de résistances thermiques de contact à l'interface outil/pièce comme le montre la [Figure I.8](#).

- 1 : Sur la partie collante, des pressions de contact extrêmement élevées et des vitesses de glissement proches de 0 (zone de stagnation) mènent à un contact intime et parfait. La conductance thermique de contact est très élevée.
- 2 : Sur la zone de glissement, le contact existe uniquement au niveau des aspérités de surface, ce qui implique la réduction de l'aire de contact et donc l'apparition de la notion de résistance thermique de contact : la production de chaleur est plus intense et localisée sur des points de contact locaux. Les températures peuvent atteindre des valeurs critiques et conduire à la fusion des aspérités.
- 3 : L'augmentation de la température (due à une augmentation de la vitesse de glissement) réduit les propriétés mécaniques des aspérités, ce qui facilite leur cisaillement. La notion de résistance thermique de contact est renforcée.
- 4 : La surface affectée du matériau colle sur la face de coupe de l'outil et forme un dépôt qui est considéré comme une aspérité pour l'élément de surface suivant.

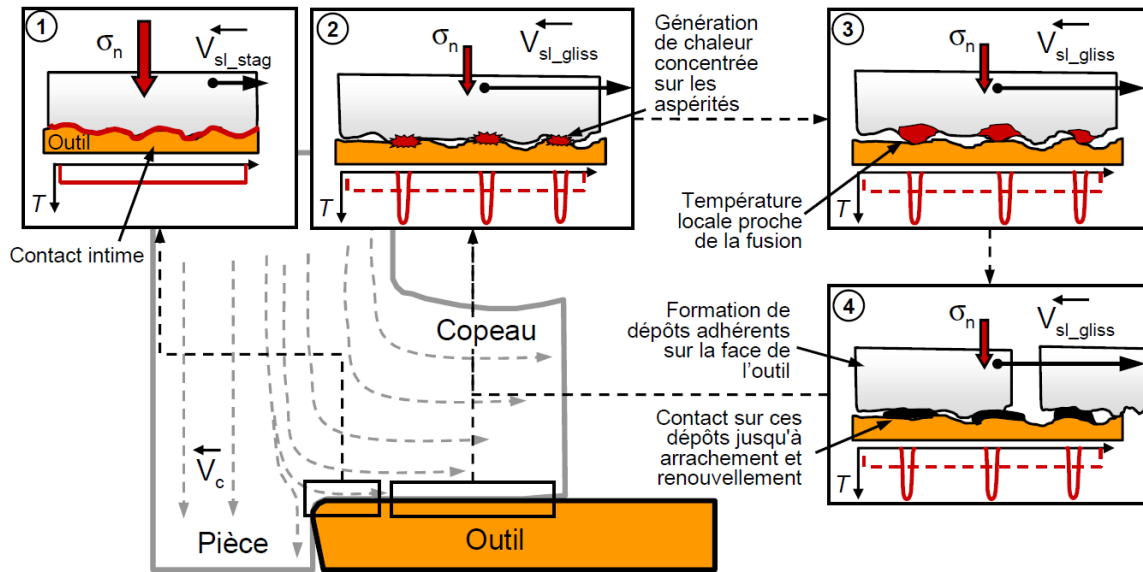


Figure I.8. Mécanisme de formation des résistances thermiques de contact à l'interface outil/pièce selon Courbon et al. [48].

Dans la littérature, peu d'auteurs ont examiné la particularité de l'interaction thermique outil/pièce. L'identification de la conductance thermique de contact h par simulation EF a été l'objet des études menées par Umbrello et al. [42] et Ceretti et al. [45]. En minimisant l'erreur entre les résultats numériques et les mesures de température effectuées sur l'outil, ils ont ajusté la valeur de h : Umbrello et al. [42] obtient une valeur de h proche de $1000 \text{ kW/m}^2/^{\circ}\text{C}$. Néanmoins, l'utilisation de h comme un paramètre d'ajustement peut lui faire perdre tout sens physique compte tenu de la grande incertitude sur les températures mesurées ainsi que des limites des modèles actuels. Considérer une valeur élevée de h peut être un moyen artificiel d'atteindre rapidement le régime stationnaire thermique à l'interface outil/pièce vu les faibles temps d'usinage simulés (quelques millisecondes), mais peut considérablement sous-estimer les températures des surfaces. Ceretti et al. [45] ont lié h à la pression et à la température des surfaces en contact, les résultats obtenus mettent en valeur cette dépendance. Marusich et Ortiz [49] ont utilisé la première loi de la thermodynamique pour prendre en compte les effets thermiques produits pendant le processus de coupe. La chaleur générée au niveau du contact glissant est considérée comme une fonction de la différence de vitesses à travers le contact. Ceci a été partagé proportionnellement entre l'outil et le copeau en se basant sur leur conductivité thermique, leur densité et leurs valeurs de capacité thermique. Özel [36] a utilisé une valeur de $100 \text{ kW/m}^2/^{\circ}\text{C}$ comme coefficient de transfert d'interface pour étudier l'effet de différents modèles de frottement sur la sortie du processus d'usinage orthogonal. Coelho et al. [43] ont simulé la coupe orthogonale de l'acier d'AISI 4340 avec un outil PCBN en utilisant l'approche ALE (Arbitrary Lagrangian Eulerian) qui sera décrite plus loin. Une valeur de h de $500 \text{ kW/m}^2/^{\circ}\text{C}$ est utilisée considérant un transfert de chaleur parfait. Arrazola et al. [44] a simulé le processus de la coupe orthogonale, pour l'étude de la formation de copeaux segmentés. Ils ont analysé la sensibilité de la prédiction du copeau segmenté aux paramètres numériques. Une valeur de la conductance thermique de $10^5 \text{ kW/m}^2/^{\circ}\text{C}$ a été utilisée en considérant également un transfert de chaleur parfait.

Le coefficient de partage α est un autre paramètre thermique de contact peu étudié et souvent pris égale à 0.5 ce qui implique que la chaleur est partagée équitablement entre l'outil et la pièce (50% - 50%). Une identification de ce paramètre (via la méthode inverse) lors d'essais de coupe sur un acier 42CrMo4 a été menée par Akbar et al. [50]. Un calage des températures calculées par simulation EF et celles mesurées expérimentalement en différents points de l'outil a été effectué. La densité de flux est ajustée jusqu'à calage du modèle. Il a été conclu que la part du flux transmis à l'outil décroît exponentiellement avec l'augmentation de la vitesse de coupe. Des essais de frottement menés par Zemzemi et al. [51] sur le même matériau avec des pions revêtus avec le nitrure de titane TiN montrent une tendance similaire. Le [Tableau I.3](#) montre l'influence des trois paramètres de contact (μ , h et α) sur les différentes grandeurs données par le modèle numérique d'usinage. Il est clair que la température est le paramètre le plus influencé par les différents paramètres de contact.

Tableau I.3. Sensibilité d'un modèle numérique de la coupe par rapport au frottement de Coulomb et des paramètres thermiques de contact (Matériau usiné : 42CrMo4, Condition de coupe : $V_c = 300\text{m/min}$ et $f = 0.2\text{mm/tr}$), [52].

	μ	h [$\text{kW/m}^2\text{K}$]	α
Variation	0.2 – 0.6	$1 - 10^5$	0.25 – 0.75
Effort de coupe	+ 9%	< 5%	< 5%
Effort d'avance	+ 28%	< 5%	< 5%
Epaisseur moyenne du copeau	+ 5%	< 5%	< 5%
Longueur de contact outil/copeau	+ 24%	< 5%	< 5%
Température max copeau	+ 22%	+ 6%	< 5%
Température max outil	- 40%	- 58%	- 58%

Pour les travaux de cette thèse et en se basant sur cette étude bibliographique, nous retenons que pour définir un chargement thermique réel à l'interface de l'outil de coupe, il faut bien définir les paramètres thermiques de contact à savoir la conductance thermique de contact h et le coefficient de partage α pour chaque couple outil/matière.

4. Usure des outils en usinage

4.1. Manifestation de l'usure

Deux manifestations de l'usure ont lieu pendant le processus de coupe : l'usure sur la face de coupe et l'usure en dépouille comme cela a été décrit par Tlustý, [53].

4.1.1. Usure en cratère

L'écoulement du copeau sur la face de coupe de l'outil entraîne un frottement sévère et la formation d'un cratère à la surface de celui-ci. Cette manifestation d'usure est appelée usure en cratère, elle est souvent liée aux phénomènes d'abrasion ou mécanismes physico-chimiques à cause des températures élevées qui règnent pendant le processus d'usinage, [12,54]. Certains auteurs évoquent la contribution de l'usure mécanique pour la dégradation de la face de coupe,

[55–57]. La profondeur d'usure en cratère KT (voir [Figure I.9\(a\)](#)) est généralement utilisée comme moyen de mesure de l'usure en cratère. La valeur de KT en tant que degré d'usure des outils est donnée en fonction de l'avance selon la norme NF E66-505 : $KT_{lim} = 0.06 + 0.3f$. La position du cratère par rapport à l'arête a également son importance. Un cratère large et profond loin de l'arête peut être moins préjudiciable pour l'outil qu'un cratère étroit et moins profond près de l'arête. Ceci provoque une contrainte croissante sur l'arête de coupe de l'outil et conduit généralement à sa rupture, [58].

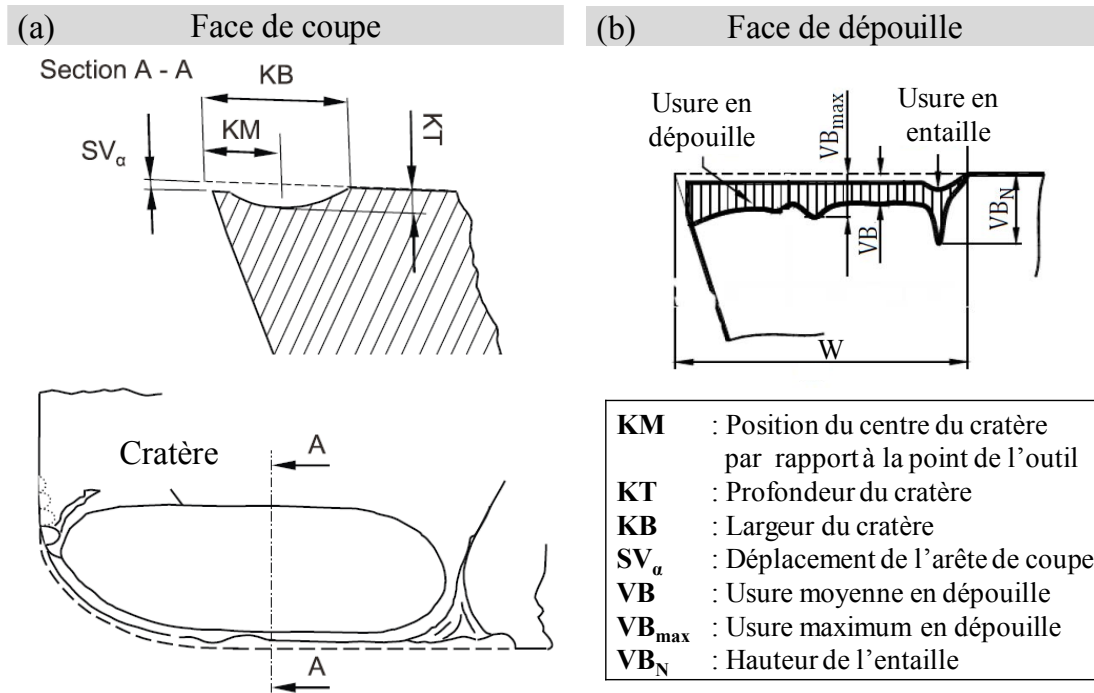


Figure I.9. Paramètres d'usure selon la norme ISO 3685.

4.1.2. Usure en dépouille

L'usure en dépouille apparaît sur la face frontale où l'outil est en contact avec la surface de la pièce usinée. L'usure en dépouille se développe généralement en raison de l'abrasion de l'arête de l'outil de coupe contre la surface de la pièce usinée, [58].

La [Figure I.9\(b\)](#) illustre l'emplacement de l'usure en dépouille sur un outil de tournage, ainsi que le profil d'usure où VB est la valeur moyenne d'usure en dépouille, VB_{max} est la largeur maximale et W est la longueur de la zone usée. La mesure de cette usure est définie par la largeur moyenne et la largeur maximale de la surface d'usure VB et VB_{max} respectivement. Le critère de durée de vie de l'outil est généralement considéré comme $VB_{limite} < 0.3 \text{ mm}$ et $VB_{max_{limite}} < 0.6 \text{ mm}$ selon la norme NF E66-505 pour un outil en carbure de tungstène. Ces valeurs limites peuvent ainsi varier en fonction des applications industrielles. L'usure en dépouille peut être scindée en trois zones dans la courbe de la durée de vie de l'outil comme montré sur la [Figure I.10](#). L'usure en dépouille entraîne également des modifications de la mécanique de la coupe et des détériorations du produit fini (état de surface, précision, etc.),

[59]. Pour cette raison, l'usure en dépouille est généralement utilisée comme critère de durée de vie de l'outil en plus de la facilité de sa mesure.

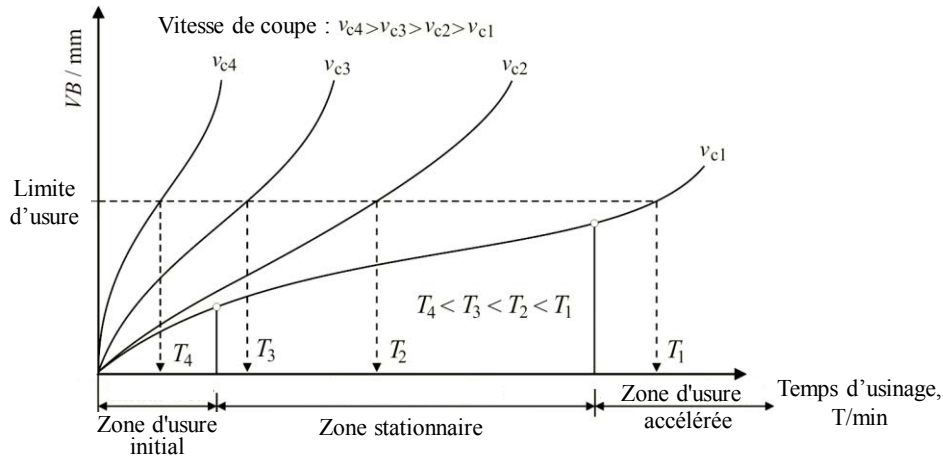


Figure I.10. Zone d'usure en dépouille, [60].

4.2. Modes d'usure

Il existe plusieurs modes d'usure qui peuvent se produire simultanément, usure mécanique (abrasion et adhésion), usure thermomécanique (fatigue), usure thermochimique (diffusion), usure électrochimique (oxydation). La Figure I.11 présente la dépendance de ces modes d'usure et des quantités relatives d'usure par rapport à la température de coupe. L'augmentation de la vitesse de coupe entraîne une diminution de l'usure par adhésion, tandis que tous les autres types d'usure augmentent. Kato et Adachi [61] ont résumé les interrelations de certains termes d'usure selon le type de contact, l'état de déformation et des principes d'enlèvement de matière.

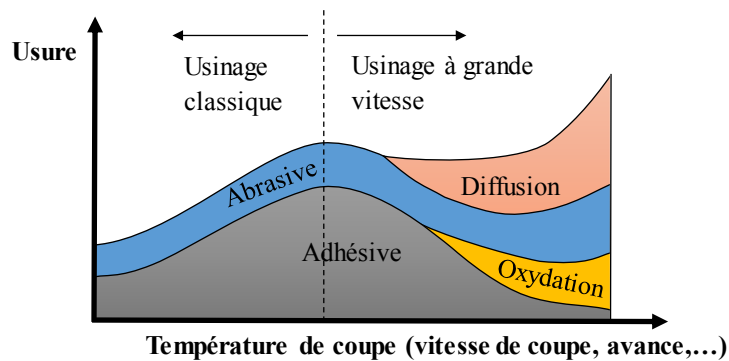


Figure I.11. Classification des modes d'usure en fonction des paramètres d'usinage, [57].

Dans ce qui suit, les trois principaux modes d'usure : abrasive, adhésive et diffusive sont analysés.

i) Usure par abrasion

De manière globale, ce mécanisme est causé par les particules abrasives dures piégées à l'interface de contact outil/pièce (Figure I.12(a)). L'abrasion est un phénomène mécanique

conduisant à l'écaillage de la surface de l'outil et à la formation de débris d'usure (micro-écaillage). En comparaison avec d'autres mécanismes d'usure, l'usure abrasive contribue à l'usure totale de l'outil entre 10% [56] et 25% [62]. Néanmoins, selon Trent et al. [12] et Gekonde et al. [55], l'usure par abrasion est le mode d'usure dominant lorsque le contact à l'interface outil/copeau est de nature glissante. Selon Ramalingam et al. [63], la faible température (environ 400°C comparée à celle de la face de coupe ~1000°C) générée sur la face de dépouille favorise souvent la domination de l'usure par abrasion, et empêche la génération des autres modes d'usure activés thermiquement (adhésion et diffusion). Mais une température élevée sur la face de coupe peut induire la diffusion ou la migration des particules de liant (par exemple : le cobalt dans un outil en carbure de tungstène (*Figure I.12(b)*), rendant le matériau de l'outil de coupe plus sensible à l'abrasion.

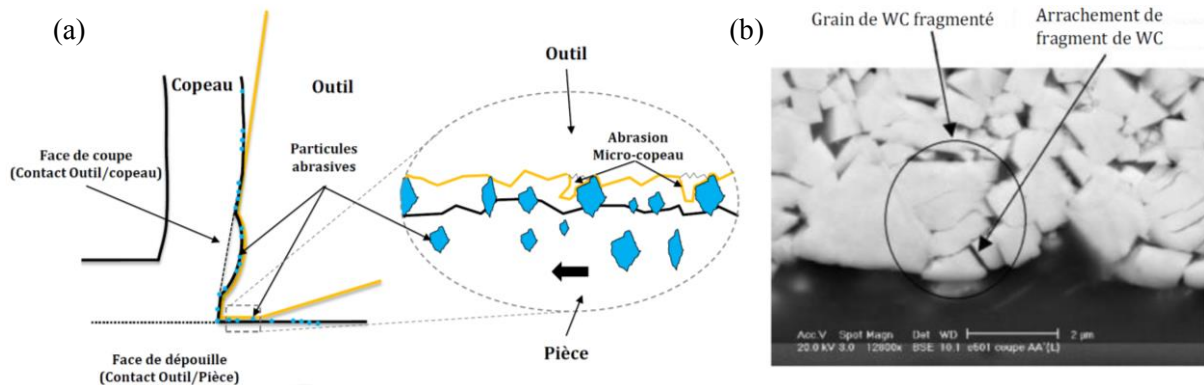


Figure I.12. (a) Illustration de l'usure par abrasion [14], (b) Particules abrasives (Grains de WC) piégés à l'interface de contact outil/pièce [64].

ii) Usure par adhésion

L'usure par adhésion est un phénomène physico-chimique. Une forte adhérence entre l'outil et la pièce (ou copeau) entraîne le cisaillement des aspérités de contact lors du contact glissant (voir *Figure I.13*). La perte de matériau de l'outil se produit lorsque la résistance dans le matériau d'outil lui-même est inférieure à la résistance de l'interface entre l'outil et la pièce [58]. Ce phénomène est plus courant lorsque les températures et les pressions sont élevées, car cela crée des microsoudures entre les deux matériaux. Si la température augmente davantage, le matériau de la pièce peut perdre sa résistance mécanique et le cisaillement se produit dans le matériau de la pièce (arête rapportée).

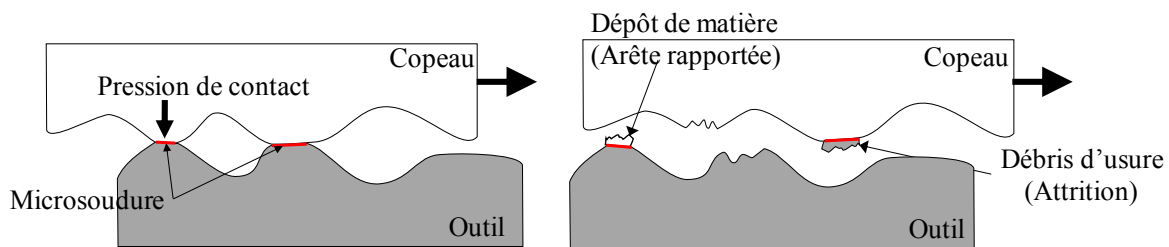


Figure I.13. Mode d'usure par adhésion.

Rabinowicz [65] a classé l'usure par adhésion en fonction d'un coefficient d'usure et de la taille des particules d'usure en trois régimes: le régime d'usure sévère, le régime d'usure modérée et le régime de brunissage. La taille des particules d'usure est entre 20 et 200 μm . Une usure intense se produit lorsque des paires métalliques propres ou mal lubrifiées glissent l'une sur l'autre. Une usure modérée se produit lorsque la force d'adhérence entre deux surfaces est relativement plus faible, telle qu'une paire céramique-céramique. Dans ce cas, la taille des particules d'usure est comprise entre 2 et 20 μm . Enfin, le régime de brunissage se produit lorsque la résistance d'adhérence entre deux surfaces est extrêmement faible, comme dans des surfaces bien lubrifiées ou hautement incompatibles à faible chargement. Dans ce cas, on n'observe pas de particules d'usure importantes, et les surfaces prennent un aspect lustré. L'adhérence entre deux surfaces solides sera fortement réduite avec la présence d'air ou de liquide entre elles, [66].

i) Usure par diffusion

Ce mécanisme d'usure est provoqué par une diffusion chimique des atomes de l'outil et ou de la pièce lors de l'usinage. L'usure par diffusion a été rapportée pour la première fois par Loladze [67], qui a montré qu'à vitesse de coupe conventionnelle, l'usure de l'outil est principalement dû à l'abrasion et à l'adhésion, mais à des vitesses plus élevées, elle est dominée par les processus de diffusion. L'usure par diffusion est un processus de transfert atomique entre deux surfaces dû aux gradients de concentration d'espèces chimiques et à la haute température dans ces zones. On peut assister par exemple à la diffusion du cobalt (Co) de l'outil en carbure de tungstène (WC-Co) vers la pièce (FeC), et simultanément à la diffusion du fer de la pièce vers l'outil (*Figure I.14*).

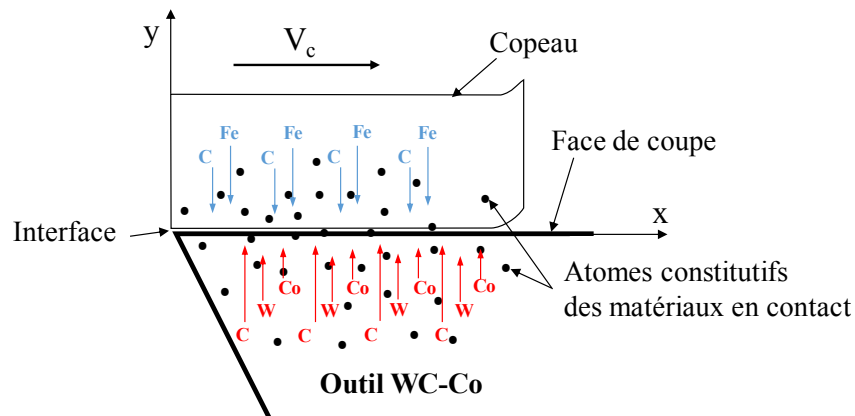


Figure I.14. Schématisation de la diffusion (outil en carbure de tungstène, copeau en acier), [68].

D'après Vleugels et Van der Biest [69], à des vitesses de coupe plus élevées, la contribution relative de l'usure chimique à l'usure totale augmente de façon exponentielle, puisque la

solubilité¹ et la diffusivité dépendent fortement de la température. Akasawa et al. [70] indiquent qu'avec l'usure par diffusion, l'acquisition et/ou la perte des éléments fondamentaux du matériau fragilise la structure de l'outil. A l'issue de cette fragilisation, l'usure par abrasion et par adhésion augmentent leur contribution dans la dégradation finale d'un outil. Molinari et Nouari [68] ont supposé que le gradient de concentration dans la direction d'avance est important par rapport au gradient dans la direction de coupe dans le copeau. L'effet de la convection du matériau due au glissement du copeau le long de l'outil avec la vitesse de coupe est pris en compte. Il a été supposé également que le procédé de diffusion est fortement contrôlé par la température d'interface outil/copeau. Généralement, la localisation de l'usure par diffusion est sur la face de coupe, et la profondeur maximale du cratère correspond au point de température maximale selon Molinari et Nouari, [68], alors que pour Gekonde et al. [55] elle se trouve à l'endroit où la température de transformation de phase de l'acier usiné est atteinte.

4.3. Loi d'usure

Le modèle de Taylor [71] (Eq. (I.13)) est le modèle empirique le plus utilisé dans les applications industrielles (ISO 3685 pour le tournage et ISO 8688 pour le fraisage). Il peut prédire la durée de vie de l'outil en fonction de différents paramètres de coupe une fois déterminés les coefficients n et C (paramètres constants du matériau usé et dépendant du couple outil/matière respectivement). Cependant, il ne peut pas présenter une quantité réelle d'usure (volume usé) pendant un temps de coupe définie.

$$T = CV^n \quad (\text{I.13})$$

Takeyama et Murata [72] ont suggéré que l'usure globale de l'outil peut être décrite comme un résultat combiné des mécanismes activés mécaniquement et thermiquement sur la surface de l'outil. Ces auteurs ont conclu que le mécanisme d'usure abrasive est indépendant de la température et que sa quantité est uniquement proportionnelle à la distance de glissement, alors que le taux d'usure physico-chimique dépend en grande partie de la température de l'interface. Ils ont ensuite formulé le taux d'usure totale de l'outil due aux effets combinés de l'abrasion et des mécanismes physico-chimiques comme suit :

$$\frac{dW}{dt} = AV_s + B \exp\left(\frac{-E}{RT_{\text{int}}}\right) \quad (\text{I.14})$$

où V_s est la vitesse de glissement, T_{int} la température de l'interface de l'outil et E l'énergie d'activation des atomes qui diffusent. A et B sont les constantes du modèle et R la constante des gaz parfaits. Pálmai [73] a suggéré que le comportement d'usure des outils non revêtus en

¹ La présence d'affinité chimique entre les atomes qui constituent les surfaces antagonistes en contact, cause le phénomène de solubilité

carbure cimenté serait estimé plus précisément en tenant compte de l'effet de la longueur de coupe pour les processus d'usure mécaniquement induits et thermiquement activés:

$$\frac{dW}{dt} = AV_s + BV_s \exp\left(\frac{-E}{RT_{\text{int}}}\right) \quad (\text{I.15})$$

Les constantes A et B reflètent indirectement les effets de la dureté du matériau d'outil ainsi que de la pression de contact sur le taux d'usure globale. Usui et al. [74] ont étendu le modèle d'usure adhésif pour inclure les effets de la pression de contact σ_n , de la vitesse de glissement et de la température à l'interface sur le taux d'usure de l'outil :

$$\frac{dW}{dt} = A\sigma_n v_s \exp\left(-\frac{B}{T_{\text{int}}}\right) \quad (\text{I.16})$$

Les auteurs ont ensuite conclu que ce modèle peut simuler le comportement d'usure des outils en carbure cimenté non revêtus dans différentes gammes de température. Des expériences d'usinage ont été effectuées sur des barres en acier fritté contenant des particules d'oxyde d'aluminium. Les résultats de comparaison indiquent que le modèle proposé peut bien représenter les effets d'abrasion en utilisant des ensembles appropriés de paramètres A et B dans l'équation (I.16), [74]. Ce modèle a été utilisé ensuite par plusieurs auteurs [75–81] pour simuler l'usure des outils revêtus et non revêtus dans l'usinage des aciers, Ti-6Al-4V et des superalliages à base de Nickel « Ni » dans une large gamme de conditions de coupe. L'équation (I.16) peut encore être simplifiée en négligeant les effets de la pression de contact sur la vitesse d'usure globale, en supposant que la pression de contact sur la surface d'usure en dépouille reste constante avec l'évolution de l'usure :

$$\frac{dW}{dt} = Av_s \exp\left(-\frac{B}{T_{\text{int}}}\right) \quad (\text{I.17})$$

Cette hypothèse a été justifiée dans certaines études expérimentales [82–84] qui ont montré que les efforts de coupe et d'avance augmentent linéairement avec la largeur de la zone d'usure.

4.4. Profils d'usure

Plusieurs chercheurs ont intégré les modèles d'usure phénoménologiques et physiques dans des modèles éléments finis pour simuler l'évolution de l'usure de l'outil pendant l'usinage. L'estimation du profil d'usure de l'outil peut être mise en œuvre en calculant les grandeurs du processus de coupe. L'approche développée par Yen et al. [78] a été parmi les premières tentatives à prédire l'évolution de l'usure de l'outil en 2D. Les auteurs ont mis en place une série de sous-routines définies par l'utilisateur basées sur le modèle d'Usui [74] pour estimer le taux d'usure des nœuds individuels situés sur les surfaces de contact pour des intervalles de temps discrets. Les mouvements nodaux sur les zones de contact de l'outil ont donc été calculés en se

basant sur des taux d'usure estimés et la géométrie de l'outil a été mise à jour itérativement pendant les cycles de simulation. La [Figure I.15](#) illustre les différentes séquences de cette stratégie. Attanasio et al. [79] ont étendu cette approche de modélisation pour les analyses tridimensionnelles de l'usure des outils. Les auteurs ont combiné les modèles d'usure proposés par Usui et al. [74] et Takeyama et Murata [72] pour obtenir de meilleures estimations de l'usure en cratère pour une large gamme de conditions de coupe (voir [Figure I.16](#)).

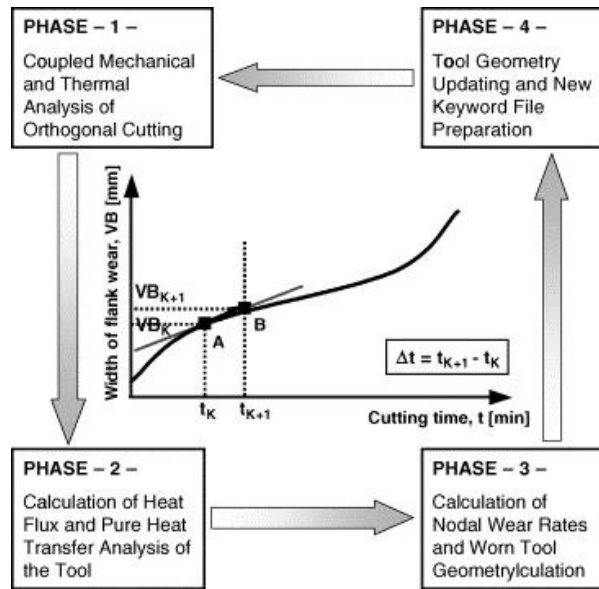


Figure I.15. Organigramme de l'approche numérique pour la simulation de l'usure et la mise à jour de la géométrie de l'outil, [78].

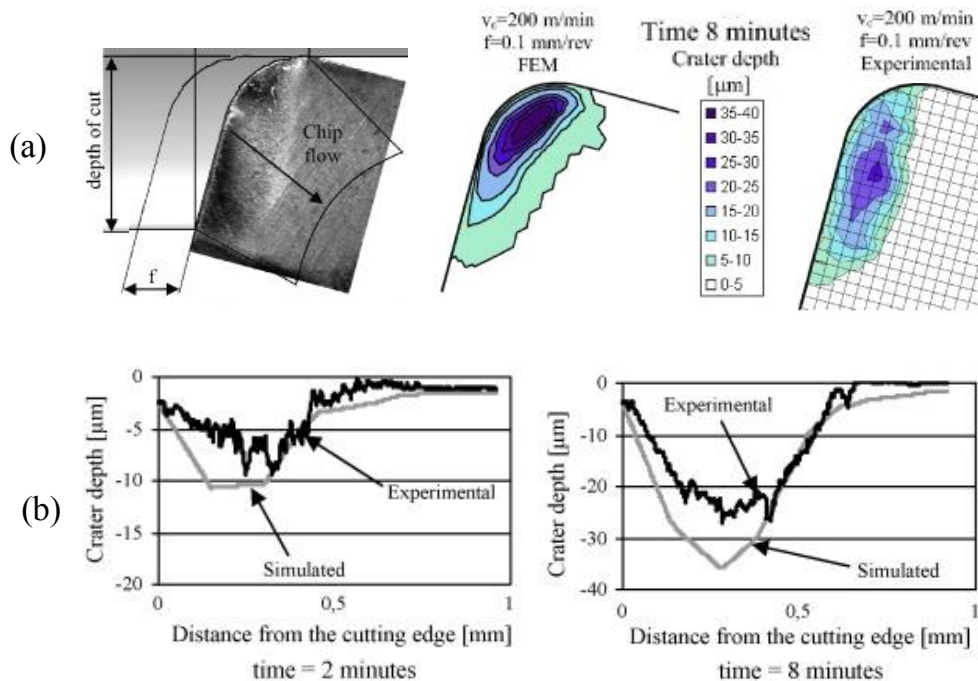
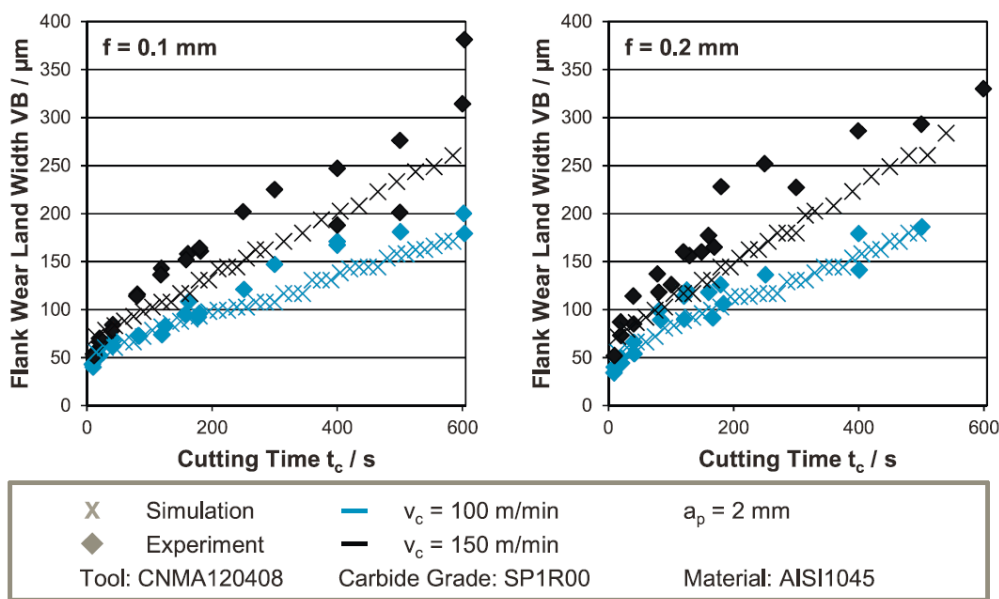
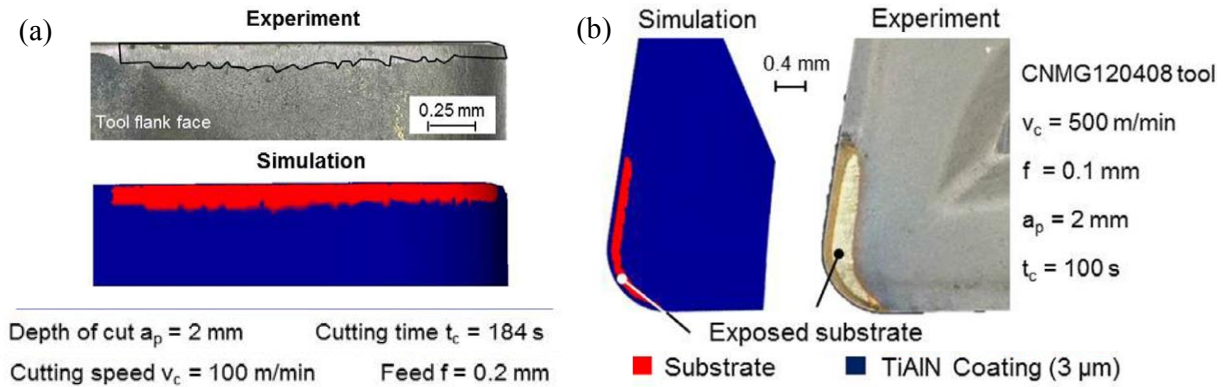


Figure I.16. (a) Comparaison expérimentale/numérique de l'usure en cratère ($V_c = 200$ m/min et $f = 0.1$ mm/tr). (b) Usure en cratère le long d'une section après 2 et 8 minutes. Outil non revêtu ISO P40 en WC, [79].

Yen et al. [78] ont établi la relation entre la progression du taux d'usure et la géométrie de l'outil usée dans les simulations 2D abordées, où les valeurs moyennes de la pression de contact, de la vitesse de glissement et de la température de surface en dépouille ont été utilisées pour approximer la nouvelle largeur de l'usure en dépouille sur des intervalles de temps définis. La géométrie de l'outil a ensuite été mise à jour en décalant l'ensemble de la ligne d'usure en dépouille dans la direction perpendiculaire à la surface de contact, assurant ainsi une évolution uniforme de l'usure en dépouille pendant les simulations EF.

Malakizadi et al. [85] ont proposé une nouvelle approche pour simuler l'évolution de l'usure en dépouille pendant le processus de tournage, où la géométrie de l'outil a été mise à jour itérativement à la fin de chaque cycle de simulation. Une équation d'évolution du taux d'usure a été initialement dérivée du modèle d'Usui pour établir le rapport entre la perte de volume totale, depuis l'arête d'outil, et la largeur moyenne de l'usure en dépouille mesurée pendant les essais de durée de vie de l'outil. Un modèle EF a été construit pour simuler le processus de coupe et obtenir les paramètres d'entrées telles que la température à l'interface de l'outil et la pression de contact. La largeur d'usure en dépouille a ensuite été estimée pendant un intervalle de temps défini en adoptant ces entrées dans l'équation du taux d'usure calibrée. Un nouveau modèle EF a été finalement construit en utilisant la nouvelle géométrie d'outil, dans le but de fournir un nouvel ensemble d'entrées pour le modèle d'usure. Ce cycle de simulation a été continuellement répété pour prédire la largeur d'usure en dépouille pour un temps d'usinage objectif. Cette approche de modélisation est cependant très coûteuse en temps de calcul CPU, dû à l'application itérative des simulations EF en 3D.

Malgré l'inconvénient du temps de calcul élevé, cette stratégie de modélisation a montré son efficacité pour prédire l'évolution de l'usure des outils de coupe non revêtus dans les différents travaux cités. Cependant, il est très difficile d'appliquer cette stratégie pour des outils de coupe revêtus. Avec la méthode EF, le maillage de la géométrie de l'outil revêtu doit respecter les limites imposées par l'épaisseur du revêtement. Par conséquent, le déplacement nodal du maillage au niveau de l'interface peut conduire à des problèmes numériques, en particulier la distorsion du maillage lorsque le profil d'outil est mis à jour. Récemment, Binder et al. [86] ont proposé une nouvelle méthode pour surmonter ce problème. Cette méthode consiste à empêcher l'inversion des éléments du maillage quand l'usure dépasse la limite de l'épaisseur du revêtement. Les constantes A et B dans le modèle d'Usui Eq. (I.16) sont déterminées pour le substrat et le revêtement par une approche combinant un modèle de formation de copeaux et des essais expérimentaux. Selon les auteurs, la calibration du modèle d'usure pour la face de coupe doit être différente que pour la face de dépouille. En comparant les résultats expérimentaux et numériques (voir *Figure I.17* et *Figure I.18*), la méthode a montré son efficacité pour plusieurs conditions de coupe.



5. Comportement des revêtements d'outils en usinage

5.1. Généralités sur les revêtements

Il existe une grande variété de revêtements disponibles pour les applications tribologiques. Dans la littérature, les revêtements sont couramment classés comme revêtements mous et revêtements durs selon leurs duretés. Habituellement les revêtements souples sont utilisés pour réduire le frottement, tandis que les revêtements durs (nitrures, diamant, ...) sont utilisés pour leur bonne résistance à l'usure. Parfois, les revêtements sont également classés par épaisseur, sous forme de couches minces et de revêtements épais. Pour les revêtements minces, le substrat portera une grande partie du chargement, par conséquent, la réponse tribologique des systèmes de revêtement dépend des propriétés de l'interface et du substrat. Alors qu'un revêtement épais supportera tout le chargement appliqué sur la pièce revêtue, [87].

Les structures des revêtements ont subi un grand développement, allant des revêtements simples monocouches, à multicouches jusqu'aux revêtements adaptatifs avancés. Les avantages de combiner plusieurs structures et compositions à l'intérieur d'un même revêtement sont selon Donnet et Erdemir [88] :

- la réalisation de diverses propriétés physiques individuelles (par exemple barrière de diffusion + faible frottement),
- la réduction de l'inadéquation des propriétés mécaniques et chimiques entre le substrat et le revêtement (principalement pour améliorer l'adhérence),
- la maîtrise de la contrainte résiduelle dans les revêtements,
- la capacité à arrêter les fissures lors de l'utilisation dans des conditions sévères,
- l'adaptabilité avec le changement des conditions opératoires et l'amélioration de la dureté et/ou de la ténacité.

Le principal avantage d'un revêtement multicouche est la performance des couches individuelles. Par contre le mélange de couches doit respecter la compatibilité aux interfaces [89]. Par exemple, une couche de TiN (nitrure de titane) est souvent ajoutée entre les couches d'oxyde d'aluminium (Al_2O_3) et de carbure (WC-Co), afin d'éviter les faibles affinités chimiques entre ces deux nuances. Même chose pour les revêtements en MoS_2 qui présentent peu d'affinité avec les aciers [90].

5.2. Comportement tribologique des revêtements

Les modes d'usure des outils de coupe sont liées directement aux interactions mécaniques et thermiques entre l'outil et la matière usinée. C'est pour cette raison que la plupart des chercheurs dans la littérature dédient plus d'attention à ces phénomènes. Le rôle des revêtements en tant que protection de l'outil est analysé principalement des points de vue mécaniques et thermiques.

5.2.1. Comportement mécanique

Grzesik [91] a analysé l'effet de trois types de revêtements mono et multicouches (TiC, TiC+TiN et TiC+ Al_2O_3 +TiN) en usinage. Il a conclu que selon les conditions de coupe, certains revêtements peuvent réduire considérablement la pression spécifique. Cette réduction peut atteindre 20% dans le cas d'un revêtement multicouche comme le montre la *Figure 1.19(a)*. Grzesik a également étudié le comportement tribologique de l'interface de contact, [92]. Il a constaté que les propriétés intrinsèques des revêtements dans des formats mono et multicouches jouent un rôle crucial dans le contrôle du comportement mécanique du contact. Le frottement au niveau de la face de coupe des outils revêtus change de telle sorte que la relation entre les contraintes de cisaillement et les contraintes normales peuvent être exprimées par une fonction linéaire ayant une pente positive ou négative selon la structure du revêtement utilisé (voir *Figure 1.19(b)*).

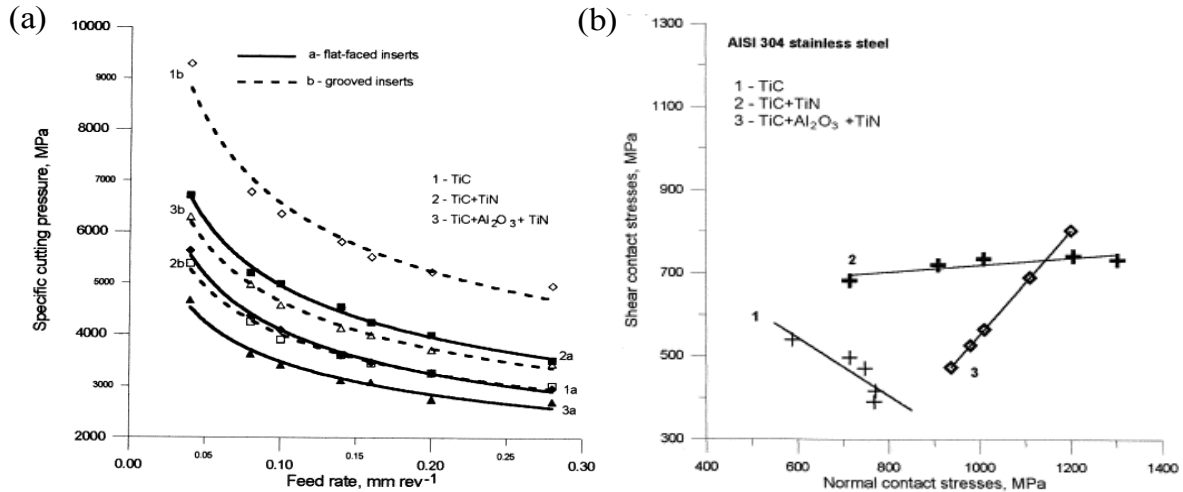


Figure I.19. (a) Effet du revêtement sur la pression de coupe spécifique en fonction de l'avance pour $V_c = 220$ m/min (matériau usiné : acier C45), [91]. (b) Variation des contraintes de cisaillement en fonction de la contrainte normale à l'interface pour l'acier inoxydable AISI 304, [92].

Le type de revêtements peut réduire le frottement et par conséquent les contraintes mécaniques à l'interface. En effet, des variations relativement élevées du coefficient de frottement allant de 0.5 à 1 ont été observées. Par contre, Grzesik et al. [93], dans leurs études du frottement, trouvent, pour tous les revêtements testés, que la variation du coefficient de frottement est faible d'un revêtement à un autre, même dans le cas du carbure de tungstène non revêtu lorsque la vitesse de frottement est élevée. Par contre, les revêtements ont amélioré la résistance à l'usure.

Thakur et al. [94] ont comparé le rendement d'un outil en carbure non revêtu K20 (outil A) à celui du revêtement bicouche CVD² en TiCN/Al₂O₃ (outil B) et un multicouche PVD³ en TiAlN/TiN (outil C) lors de l'usinage à sec de l'Inconel 825. À l'issue de cette étude, une réduction significative de l'effort de coupe a été obtenue avec l'outil C pour toutes les vitesses de coupe. Un écart maximal entre l'outil C et les autres outils A et B de 58 et 31% respectivement est notée (Figure I.20(a)). D'autre part, l'écart entre les efforts des outils B et A est faible sauf pour une vitesse de coupe élevée (124 m/min). Egalement, l'outil C est plus efficace pour réduire le frottement (Figure I.20(b)) en raison de la présence d'une couche de TiN et d'une morphologie plus lisse du revêtement. Par une modélisation par éléments finis, MacGinley et Monaghan [95] démontrent qu'avec la présence d'un revêtement, la contrainte dans l'outil diminue, alors que la contrainte agissant sur la pièce reste inchangée. Ceci est dû à un coefficient de frottement réduit avec le revêtement TiN.

² Chemical Vapor Deposition : une technique de dépôt du matériau sur la surface de la pièce à traiter, basé sur des réactions chimiques avec un mélange gazeux à température élevée (~1000°C).

³ Physical Vapor Deposition : le traitement PVD consiste en l'application par vaporisation sous vide de couches minces (température de travail allant de 100 à 600°C)

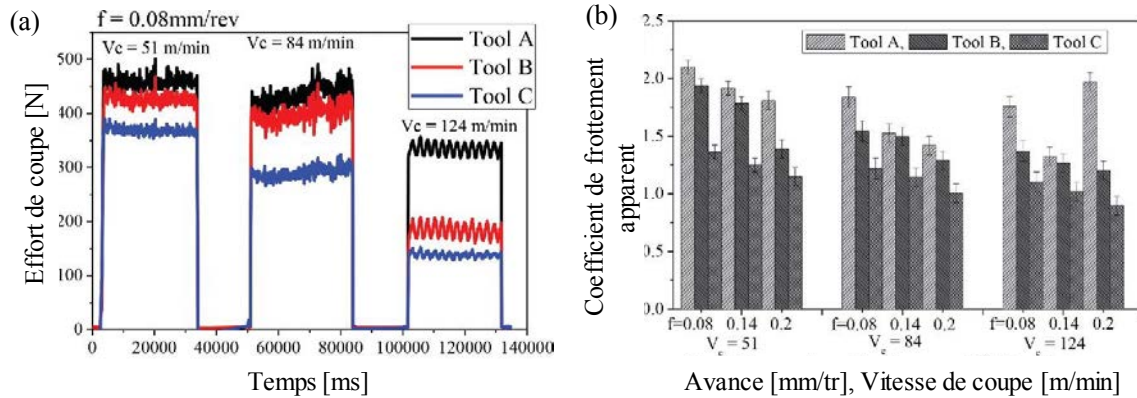


Figure 1.20. (a) Variation de l'effort de coupe en fonction la vitesse de coupe. (b) Variation du coefficient de frottement apparent en fonction de la vitesse de coupe et d'avance pour l'outil A, B et C, [94].

Plusieurs auteurs ont confirmé que les revêtements permettent de réduire la force de frottement (effort tangentiel) lors de l'usinage, alors que la force normale à la surface de coupe (effort de coupe) est peu sensible à la présence ou non du revêtement [26,96–98]. Ce n'est pas forcément la couche de revêtement qui rentre en contact avec le matériau à usiner qui est toujours à l'origine de la réduction des efforts. La valeur du frottement peut être significativement modifiée quand une couche intermédiaire isolante est présente lors de l'usinage d'acier inoxydable ou d'acier carbone, [99].

A l'issue de ces travaux, on peut constater que le revêtement a une influence capitale sur les paramètres de contact outil/pièce (pression, frottement), et les composantes des efforts de coupe.

5.2.2. Comportement thermique

Pour montrer le rôle d'un revêtement d'un point de vue thermique, plusieurs études ont été proposées dans la littérature. Grzesik [91,100] a exploité dans ses travaux la température mesurée par un thermocouple pour définir la valeur de la température moyenne à l'interface outil/pièce. Il conclut que lorsque l'effet de barrière thermique se produit, les revêtements réduisent sensiblement la plage des températures de contact et contribuent à une nette amélioration du transfert de la chaleur à des vitesses de coupe élevées. En particulier, pour l'usinage d'un acier inoxydable avec une vitesse de coupe égale à 160 m/min et un revêtement à quatre couches, la température de contact diminue d'environ 300 °C par rapport à un outil en carbure non revêtu. A des vitesses de coupe élevées, Grzesik [54] indique que l'utilisation d'outils revêtus multicouches peut laisser passer environ 40% de la chaleur générée dans le corps de l'outil pendant le processus de coupe. Ces résultats ont été illustrés schématiquement dans la [Figure 1.21](#), dans laquelle deux matériaux (acier AISI 1045 en carbone et acier inoxydable AISI 304) ont été usinés avec différents outils de coupe revêtus. Le partage thermique obtenu dans ces deux cas est tout à fait différent.

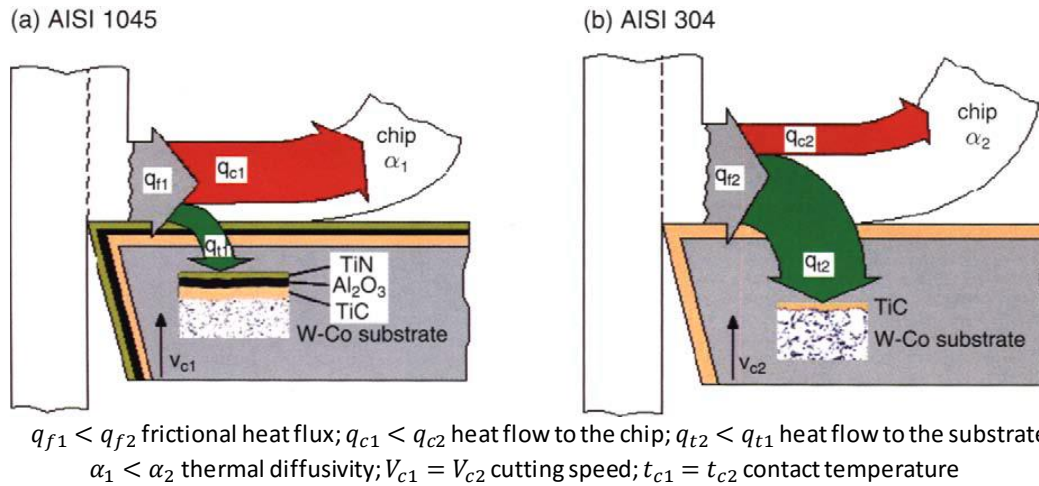


Figure I.21. Répartition de la chaleur générée pour les matériaux ayant une diffusivité thermique (a) élevée et (b) faible, [54].

L'utilisation d'un revêtement multicouche offre des propriétés tribologiques améliorées des surfaces en contact. Grzesik et Van Luttervelt [101] indiquent que l'évacuation de la chaleur par le copeau et la température à l'interface deviennent plus importantes avec un revêtement à faible conductivité thermique. Grzesik et Nieslony [102] ont proposé plusieurs modèles physiques qui calculent les températures moyenne et maximale à l'interface outil/copeau pour les outils non-revêtus et les outils munis d'un revêtement mono et multicouche. Ces modèles tiennent compte des conductivités thermiques, des diffusivités équivalentes des revêtements et de leurs coefficients de partage de la chaleur. Ils montrent qu'une augmentation allant jusqu'à 30% de la part de chaleur évacuée par le copeau peut se produire avec les revêtements multicouches. La comparaison avec des essais expérimentaux donne une précision de l'ordre de 10 à 15%. Zhang et al. [103] ont à leur tour développé un modèle 1D analytique pour simuler le comportement thermique d'un outil revêtu monocouche. L'analyse thermique a été obtenue en utilisant la technique de la transformée de Laplace et une extension de la série de Taylor. Les résultats montrent que les propriétés thermo-physiques du système revêtement/substrat affectent la distribution de la température dans l'outil. Kusiak et al. [104] ont réalisé une étude sur l'influence thermique de plusieurs revêtements déposés sur un outil de coupe. Elle consiste à estimer le flux de chaleur appliqué sur l'outil. Leur analyse a été réalisée à l'aide d'un modèle analytique basé sur des transformées intégrales de Laplace et Hankel. Les résultats ainsi obtenus montrent que pour une source de chaleur invariable et une surface de contact outil/copeau constante, la température dans l'outil peut être fortement influencée par la présence d'un revêtement, en particulier, quand le revêtement possède une faible conductivité thermique comme par exemple l' Al_2O_3 (voir [Figure I.22](#)). Comprendre l'évolution du flux de chaleur dans des substrats d'outils lors du processus de tournage a été l'objet d'une étude intéressante faite par Rech [97]. Cette dernière montre que les revêtements influencent principalement la quantité de chaleur générée à l'interface outil/copeau (modification du coefficient de frottement), cependant ils n'influencent pas la répartition de la chaleur entre le substrat et le copeau pendant les opérations de tournage. De ce fait, ils ne jouent pas le rôle d'une barrière thermique. Rech

[90] met en cause le changement de l'aire de contact « collant » à l'interface outil/pièce pour justifier la modification de la température dans le contact.

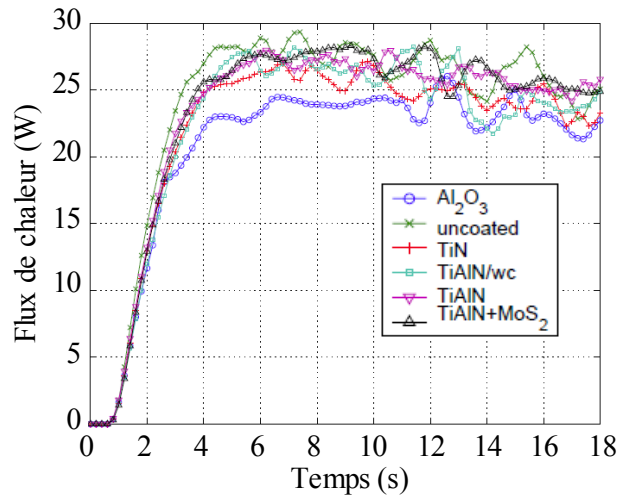


Figure 1.22. Effet de différents revêtements sur le flux de chaleur durant l'usinage, [104].

D'autres auteurs ont utilisé la simulation numérique pour quantifier l'influence thermique des revêtements en usinage. Koné et al. [26] ont utilisé la méthode EF pour simuler le comportement thermomécanique des outils de coupe revêtus lors de l'opération d'usinage à sec d'un acier inoxydable AISI 316L. Les résultats des analyses ont montré que le partage thermique dans la zone de contact entre l'outil et le copeau change en fonction de la présence ou non du revêtement. Ce dernier modifie d'une manière significative l'amplitude de la température à l'interface et sa distribution à l'intérieur de l'outil. En effet, ces auteurs remarquent qu'une couche mince de revêtement permet de ralentir la quantité de chaleur allant dans l'outil (voir [Figure 1.23](#)). Ce qui agit directement sur les efforts de coupe et d'avance. Les mêmes observations ont également été faites par d'autres auteurs [47,98].

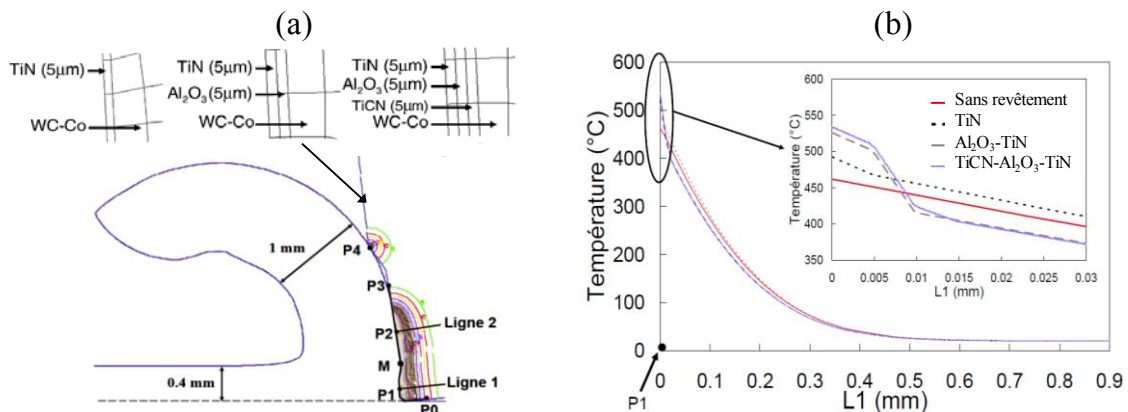


Figure 1.23. (a) Géométrie de l'outil et les différents revêtements utilisés. (b) Evolution de la température à l'intérieur de l'outil pour les différentes configurations d'outil à $t=6$ ms ($V_c = 100$ m/min, $f = 0.4$ mm), [26].

Yen et al. [105] ont usiné avec un revêtement multicouche de type (TiC/Al₂O₃/TiN), ils confirment que l'effet de barrière thermique du revêtement (ou de la couche intermédiaire

d' Al_2O_3) semble être significatif mais uniquement dans le régime initial (transitoire) de coupe (*Figure I.24(a)*). Cet effet devient beaucoup moins significatif lorsque la coupe a atteint un état thermiquement stable (régime établi) (*Figure I.24(b)*). En effet, la pente de la courbe de température à travers l'épaisseur du revêtement passe de 13 dans la *Figure I.24(a)* à 2.5 dans la *Figure I.24(b)*. Une comparaison entre deux modèles a été proposée par Yen et al. [105] : un modèle pour lequel les couches de revêtements sont traitées séparément via les conditions aux limites de maillage, et un deuxième modèle utilisant une couche composite du revêtement avec des propriétés thermiques équivalentes. Les simulations issues de ces modèles effectuées avec la méthode EF, donnent des résultats quasi-identiques en termes d'efforts de coupe et de la géométrie de copeau. Un écart des deux modèles est cependant observé lorsque la température atteint le régime permanent.

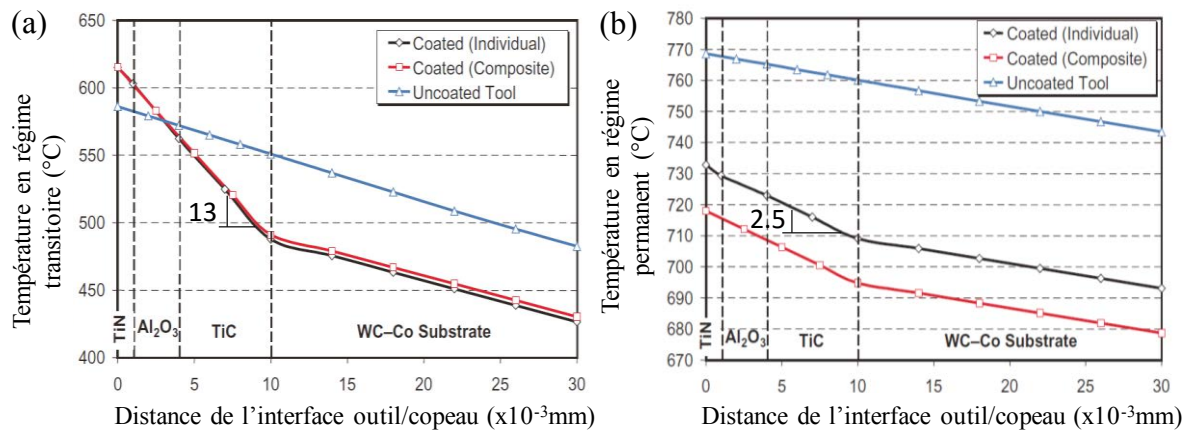


Figure I.24. Variations prédites de la température dans les outils en régime (a) transitoire et (b) permanent ($V_c = 220$ m/min, $f = 0.16$ mm/tr), [105].

Il faut conclure donc qu'il y a des auteurs comme Koné et al. [26] qui considèrent que les revêtements jouent le rôle de barrière thermique lors de l'usinage, et d'autres comme Rech [97] qui indiquent que les revêtements ne jouent pas ce rôle, mais davantage influent sur le comportement du contact outil/pièce. Dans ce travail de thèse, nous allons garder à l'esprit les deux conclusions dans nos développements et mener des discussions selon les résultats obtenus.

5.3. Comportement à l'usure des couches de revêtement

Le but principal de l'utilisation du revêtement est d'augmenter la résistance à l'usure et les performances pendant l'opération d'usinage. Astakhov [106] a rapporté que le revêtement TiN présente une grande résistance à l'usure pour une large gamme de matériaux. Le revêtement TiAlN est un excellent choix pour la protection des outils pour les opérations de coupe interrompues en raison de sa ductilité élevée. D'autre part, le revêtement TiAlN forme une couche supérieure d' Al_2O_3 dense à haute température [107], et cette formation améliore sa résistance à l'oxydation, [108].

Les épaisseurs de revêtement peuvent aller de quelques microns (en usinage) à plusieurs millimètres ou centimètres pour d'autres applications, [109]. Certaines études expérimentales

[110,111] ont examiné l'effet de l'épaisseur de revêtement sur la résistance à l'usure en dépouille. La plage des épaisseurs testées était comprise entre 1 et 29 μm selon la méthode de dépôt (PVD ou CVD), pour des vitesses de coupe comprises entre 34.8 et 335 m/min, des avances entre 0.15 et 0.25 mm/tr et des profondeurs de passe entre 0.5 et 2 mm. Le matériau de la pièce est différent dans chaque cas. Les résultats obtenus sont assez dispersés. Dans les travaux de Posti et Nieminen [112], la résistance à l'usure de l'outil augmente continuellement avec l'augmentation de l'épaisseur du revêtement. Dans les travaux de Kim [110], la durée de vie de l'outil était plus longue avec une épaisseur comprise entre 7.5 et 10.5 μm , et dans ceux de Cheng et Hon [113], la résistance à l'usure en dépouille augmentait avec l'épaisseur du revêtement jusqu'à 6 μm et diminuait drastiquement avec une épaisseur de revêtement de 10 μm .

Selon Tuffy et al. [111], lorsque l'épaisseur du revêtement augmente, la durée de vie de l'outil augmente aussi jusqu'à ce qu'une épaisseur de revêtement critique soit atteinte. Ceci est bien visible sur la [Figure I.25\(a\)](#) qui montre l'effet de l'épaisseur du revêtement de TiN sur la performance d'usinage des substrats en WC. Une fois que cette épaisseur critique est dépassée, l'augmentation de l'énergie de déformation (vérifiée par XRD⁴) dans le revêtement annule l'effet d'une augmentation supplémentaire de l'épaisseur du revêtement entraînant ainsi une diminution de la durée de vie de l'outil.

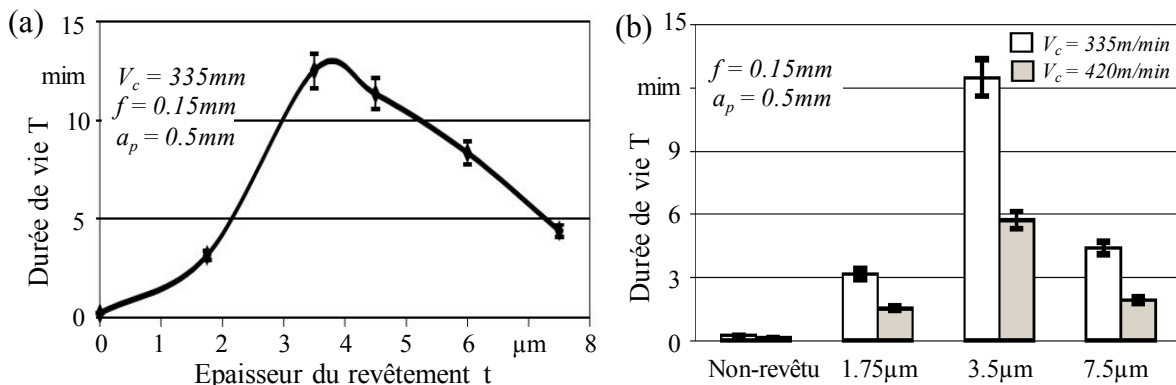


Figure I.25. (a) Effet de la vitesse de coupe sur la durée d'utilisation de l'outil MS TiN d'épaisseur variable. (b) Effet de l'épaisseur du revêtement sur la durée de, [111].

Tuffy et al. [111] expliquent que, au fur et à mesure que la contrainte de compression dans le revêtement augmente, celui-ci devient plus sensible à l'écaillage et à la fissuration au niveau de la pointe de l'outil où les plus grandes pressions sont appliquées. Si l'un ou l'autre de ces phénomènes se produit, le substrat WC devient exposé à l'usure qui se produit particulièrement à des vitesses de coupe élevées. Lorsque la vitesse de coupe augmente, la durée de vie de l'outil

⁴ La diffraction des rayons X par la matière (XRD) est une technique d'analyse rapide utilisée principalement pour l'identification des phases d'un matériau cristallin et peut fournir des informations sur les dimensions des cellules unitaires.

diminue comme le montre la *Figure I.25(b)*. Les revêtements à faible épaisseur diminuent le coefficient de diffusion et le coefficient de solubilité de l'outil, diminuant ainsi l'usure. Par conséquent, le revêtement a une solubilité beaucoup plus faible dans la pièce que le substrat 'WC' lui-même. Il est clair que l'augmentation du nombre des couches de revêtement augmente la résistance à l'usure. De plus, la combinaison de différents matériaux en structure stratifiée donne un revêtement avec de bonnes propriétés mécaniques [114], d'usure [115] et d'oxydation [108]. Cependant, les revêtements multicouches ont de meilleures propriétés mécaniques (dureté, ténacité, adhérence) que les revêtements monocouches, grâce au grand nombre d'interfaces présentes dans une telle structure, limitant la propagation des fissures [116,117]. Une étude faite par Ducros et Sanchette [118] compare différents types de revêtements. Le revêtement nano-couche (TiN-AlTiN) a montré une meilleure résistance à l'usure, suivi par le revêtement multicouche en CVD (Ti(C, N)/Al₂O₃-TiN). Cependant, ce revêtement n'a pas pu empêcher le mécanisme d'usure par adhésion conduisant à la formation de l'arête rapportée sur la face de coupe (voir *Figure I.26*).

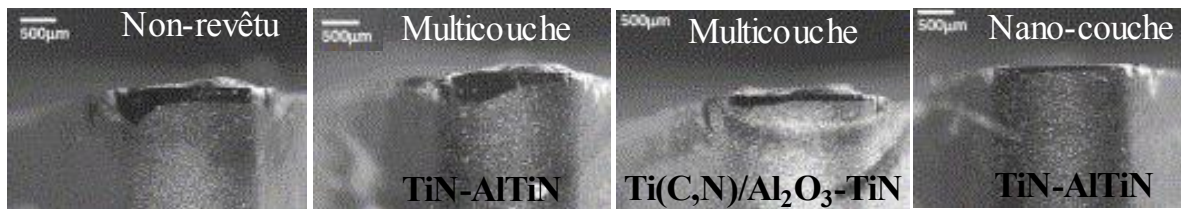


Figure I.26. Résistance à l'usure pour différent type de revêtement, [118].

Dans la même étude, la *Figure I.27(a)* donne les positions de chaque outil revêtu dans un diagramme (usure en dépouille VB/effort de coupe F_c). L'effort de coupe et l'usure en dépouille sont très liés car une augmentation de l'effort de coupe est principalement due à l'usure de l'outil selon Kagnaya, [119]. Quelle que soit la nuance du substrat, les outils non revêtus «H13A» ont le couple (VB, F_c) maximal. La couche de TiN permet une diminution de l'usure en dépouille mais n'a pas une grande influence sur l'effort de coupe. Cela pourrait être principalement dû à son comportement tribologique (coefficient de frottement élevé voir *Figure I.27(b)*).

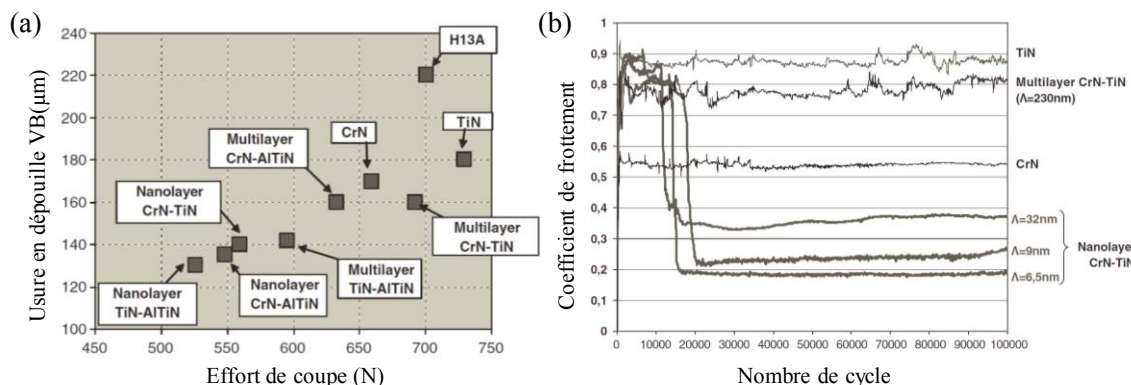


Figure I.27. (a) Evolution de l'usure en dépouille des outils de coupe revêtus avec l'effort de coupe pour diverses compositions de revêtements. (b) Evolution du coefficient de frottement de différents revêtements lors des essais de frottement « Pin-sur-disque » à sec, [118].

On peut conclure que l'utilisation d'un revêtement avec plusieurs couches aux épaisseurs optimisées améliore considérablement la résistance à l'usure de l'outil de coupe lors de l'usinage. Si le choix des nuances et l'ordre des couches de revêtement est mal fait, cela peut entraîner le phénomène de délaminage du revêtement selon Qin et al. [120].

6. Approches numériques pour modéliser les couches de revêtement

Le but de ce travail de thèse est de modéliser le comportement des couches de revêtement lors d'une opération d'usinage. Dans la littérature, très peu de travaux de modélisation ont concerné les revêtements en usinage.

Notre objectif est de mettre en place une approche numérique rigoureuse qui permet d'effectuer une analyse thermomécanique transitoire des structures revêtues (1-20 μm). En raison de ces faibles épaisseurs qui augmentent les temps de calcul, la méthode choisie doit pouvoir tenir compte de la présence du revêtement sans maillage spécifique à l'interface de revêtement/substrat. De plus, l'approche pourrait donner la possibilité d'intégrer les phénomènes d'endommagement (fissuration, délaminage, usure ...). Pour gérer facilement les changements topologiques de l'interface, lorsqu'un maillage fini non conforme est utilisé, la technique de la représentation géométrique de l'interface doit être simple. Cela permet de contrôler le processus d'optimisation, d'aide à la décision et de contrôle in-situ d'outils de coupe revêtus et des paramètres procédé lors d'opérations d'usinage.

Il s'agit dans cette partie, de mener une discussion sur les différentes approches utilisées dans le cadre de la modélisation des couches minces en général, et étudier leurs extrapolations à la problématique des revêtements d'outils en usinage.

6.1. Méthodes analytiques

Plusieurs méthodes analytiques ont été développées ces dernières années pour étudier le problème des couches minces. En utilisant la cinématique d'Euler-Bernoulli pour la couche mince et la formulation unifiée de Carrera [121] pour le substrat, Yang et al. [122] ont étudié les ondulations sinusoïdales dans des couches minces rigides reposant sur des substrats élastiques épais. L'approche proposée par ces auteurs est capable de capturer les phénomènes d'instabilités dans ces systèmes et vérifier l'effet des paramètres matériaux et géométriques sur les instabilités locales. Song et al. [123] ont développé un modèle analytique simplifié pour prédire la contrainte thermique transitoire dans un revêtement et la contrainte de cisaillement au niveau de l'interface revêtement/substrat pendant le processus de refroidissement. Wu et al. [124] ont présenté une approche semi-analytique utilisant l'énergie de déformation variationnelle pour analyser les contraintes à l'interface revêtement/substrat et la progression des fissures dans les surfaces des revêtements sous chargements thermomécaniques. Leurs résultats indiquent que plus les revêtements sont minces et souples, plus ils résistent à la fissuration. Leur modèle permet de fournir des informations directives utiles pour la conception du revêtement et la prédiction de la fissuration.

L'une des méthodes analytiques considérant la présence des revêtements est l'approche asymptotique [125,126]. En considérant le système revêtement/substrat comme un problème perturbé à deux échelles, où le revêtement joue le rôle de perturbation et le substrat présente le domaine du problème non perturbé, la résolution du problème global dans ce cas peut être effectuée sous forme de deux développements « intérieur » et « extérieur ». Les solutions internes et externes sont alors combinées par un processus de raccordement de telle sorte qu'une solution approximative pour le domaine entier soit obtenue sous la forme du développement asymptotique :

$$\mathbf{u}(\mathbf{x}) = \mathbf{u}^0(\mathbf{x}) + \varepsilon \mathbf{u}^1(\mathbf{x}) \quad (\text{I.18})$$

où $\mathbf{u}^0(\mathbf{x})$ représente le champ mécanique ou thermique continu non perturbé, $\varepsilon \mathbf{u}^1(\mathbf{x})$ est le champ perturbé lié à la présence du revêtement avec ε le paramètre de perturbation. Le paramètre $\varepsilon = \text{épaisseur du revêtement} / \text{longueur du substrat}$, doit respecter la condition $\varepsilon \ll 1$ pour la bonne adéquation de l'approche.

En utilisant l'approche asymptotique, Zhao et al. [127] ont pu modéliser le comportement thermomécanique des plaques infinies revêtues. Des analyses de l'effet des distributions de propriétés thermo-physiques des revêtements sur la résistance aux chocs thermiques de la plaque ont été menées. Avec ce modèle, certaines règles de conception pour les outils de coupe revêtus de type multicouches et à gradation fonctionnelle ont été présentés. D'autres auteurs ont utilisé différentes approches théoriques [104,125], mais la conclusion principale demeure que les hypothèses simplifiées considérées dans ces approches influencent de manière significative la précision des résultats.

6.2. Méthodes numériques

La méthode conventionnelle des éléments finis reste la méthode la plus utilisée pour traiter les problèmes des couches minces. Des raffinements de maillage près et dans les couches sont nécessaires pour obtenir des résultats précis [26,128,129], ce qui génère un temps de calcul CPU élevé particulièrement dans les analyses transitoires [2,3,130]. Sur une échelle macroscopique, la modélisation de matériaux hétérogènes par des méthodes numériques basées sur une grille spatiale est confrontée à un problème fondamental qui est la réalisation du maillage. Pour résoudre ce problème, l'approche la plus naturelle consiste à traiter les interfaces entre les différentes hétérogénéités dans un premier temps. Ensuite, on considère les domaines homogénéisés correspondant à des phases différentes.

Bien que de nombreux efforts aient été faits au cours des deux dernières décennies pour améliorer ces algorithmes, le temps de calcul reste toujours prohibitif. En outre, il est assez difficile de prendre en compte le comportement d'interface avec ces maillages sans mettre en œuvre des techniques complexes. Pour ce faire, des éléments à épaisseur nulle (voir [Figure I.28](#)) (éléments cohésifs ou à doubles nœuds [131,132]) sont introduits au niveau de l'interface matérielle pour réduire le temps de calcul CPU. Les propriétés géométriques et matérielles sont

liées aux discontinuités introduites par l'interface. Bien que l'analyse locale reste nécessaire puisque seule la solution discontinue extérieure est calculée.

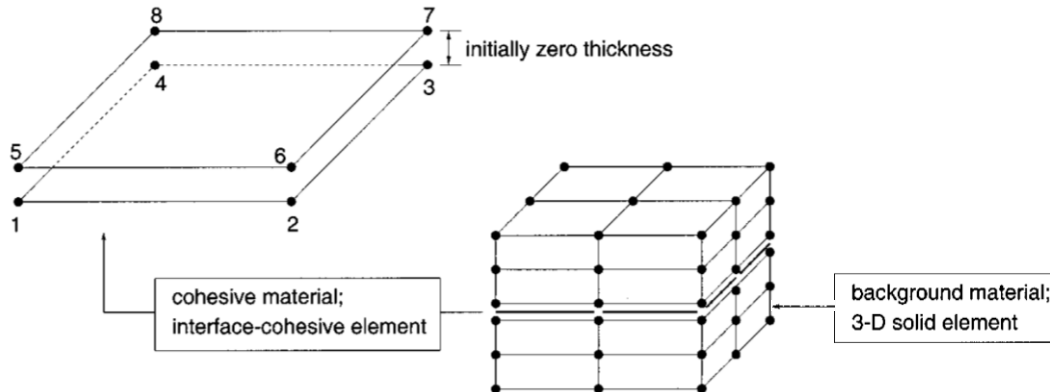


Figure I.28. Élément d'interface cohésif, [132].

Pour se débarrasser des difficultés liées au maillage, on peut citer des méthodes basées sur des approximations d'un ensemble de nœuds sans créer de maillage (Méthodes sans maillage [133]). L'inconvénient de ces méthodes reste dans le traitement des conditions aux limites essentielles et elles consomment beaucoup plus de temps de calcul CPU que les méthodes EF, [134]. Du et al. [135] ont comparé deux méthodes multi-échelles pour analyser la distribution du champ thermique dans les outils de coupe revêtus. Les deux méthodes sont basées sur l'approche des éléments frontières « BEM » [136]. La première nommée « approximation monocouche » est dédiée aux revêtements à très faible épaisseur, contrairement à l'autre méthode nommée « approche multi-domaine » qui peut être consacrée à une grande variété d'épaisseurs de revêtement. Une discussion et une comparaison des résultats du travail de Du et al. [135] sera effectuée dans le Chapitre 2.

Comme les faibles épaisseurs des revêtements augmentent le temps de calcul CPU en utilisant des méthodes standards, des méthodes multi-échelles peuvent être utilisées pour une telle analyse. En effet, les méthodes multi-échelles sont adaptées aux problèmes qui impliquent plusieurs échelles. Typiquement, ils impliquent une situation dans laquelle les quantités macroscopiques abstraites dépendent du comportement d'un modèle microscopique sous-jacent. En considérant la longueur macroscopique L , caractérisant la taille de tout le système, et une longueur microscopique e , ressemblant à une longueur caractéristique de l'échelle microscopique, par exemple, l'échelle dans laquelle les hétérogénéités se produisent (épaisseur du revêtement), il est raisonnable d'appliquer une méthode multi-échelles si la condition (I.19) est vérifiée, [137] :

$$\frac{e}{L} \ll 1 \quad (\text{I.19})$$

Nous nous intéressons maintenant à certaines approches multi-échelles sélectionnées pour évaluer leur efficacité et leur pertinence par rapport aux problèmes des revêtements. Afin de

faciliter l'étude sur les méthodes multi-échelles, ces dernières sont divisées en trois principales catégories : les méthodes d'homogénéisation, les éléments finis enrichis et les méthodes couplées.

6.2.1. Méthodes d'homogénéisation

L'objectif dans une méthode d'homogénéisation multi-échelle est de coupler la précision du modèle microscopique avec la précision du modèle macroscopique. Par conséquent, il est important que la méthode multi-échelle ait un coût de calcul inférieur au solveur du modèle microscopique complet. Pour cela, il est nécessaire que le modèle microscopique ne soit utilisé que de manière limitée. Ce type de méthode est dédié à l'étude de structures fortement hétérogènes telles que les structures composites. Dans la littérature, il existe plusieurs méthodes d'homogénéisation [138–141]. Parmi ces méthodes on peut citer la méthode de projection de Dirichlet hiérarchique et la méthode des éléments finis à deux niveaux. Dans cette partie, nous décrivons les points importants de ces approches et présentons quelques stratégies de calcul.

6.2.1.1. Méthode de Projection de Dirichlet Hiérarchique (MPDH)

La méthode de Projection de Dirichlet Hiérarchique (MPDH) [139,142] a été initialement proposée pour résoudre les problèmes mécaniques linéaires de structures fortement hétérogènes. L'approche est basée l'estimation de l'erreur de modélisation introduite en remplaçant le tenseur exact de matériau à l'échelle micro par celle d'un matériau homogénéisé, pour raffiner successivement par la suite les propriétés du matériau jusqu'à ce qu'une tolérance d'erreur prédéfinie soit respectée. Les champs calculés sont ensuite projetés à partir de cette solution homogénéisée sur une partition présélectionnée du domaine Ω . Cette partition, ainsi que les conditions limites de type Dirichlet prescrites sur les limites de la partition, forment un ensemble de plus petits problèmes posés sur des sous-domaines Ω_i indépendants (voir [Figure I.29](#)).

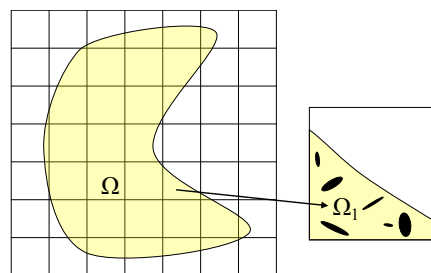


Figure I.29. Maillage macro-micro de la MPDH.

Ces problèmes à condition limite locale sont ensuite résolus dans des régions où la solution homogénéisée est considérée inexacte en utilisant la microstructure exacte couplées aux conditions limites approximatives locales adéquates. Il est important de noter que ces conditions limites locales peuvent être hautement non uniformes en raison du chargement et de la géométrie externe. La combinaison entre les deux échelles (micro, macro) permet de définir

une solution, *a priori* plus précise sur le domaine global. Le champ résultant se peut ainsi s'écrire sous la forme suivante :

$$\mathbf{u} = \mathbf{u}^0 + \sum_{\Omega_i} \Pi_{\Omega_i \rightarrow \Omega} (\mathbf{u}_i^1 - \mathbf{u}^0) = \mathbf{u}^0 + \mathbf{u}^1 \quad (\text{I.20})$$

En rapprochant les conditions aux limites locales cela introduit des erreurs. En outre, la qualité des solutions produites par cette approche est extrêmement sensible au choix des propriétés du matériau homogénéisé utilisées dans la construction de ces conditions limites locales, [143]. Par conséquent, il est très important de déterminer un ensemble optimal ou presque optimal des propriétés homogénéisées, ce qui minimise cette erreur. Les choix optimaux des propriétés homogénéisées sont ceux qui génèrent des solutions microstructurales qui minimisent un certain potentiel élastique augmenté. Si l'erreur estimée est intolérable, la partition est modifiée, c'est-à-dire que la taille des sous-domaines est augmentée. Par conséquent, de nouveaux matériaux optimaux sont recherchés. Le résultat final de ce processus est la détermination d'une approximation relativement peu coûteuse et précise des champs microstructuraux, et la solution MPDH peut ensuite être utilisée dans une analyse structurale ultérieure. Etant donné que les sous-problèmes sont complètement découplés l'un de l'autre, le processus de solution global est bien adapté pour le calcul parallèle, donc le temps de calcul CPU peut être réduit en conséquence.

6.2.1.2. Méthode des éléments finis à deux niveaux (FE²)

La méthode des éléments finis à deux niveaux FE² porte sur la modélisation des dégradations dans les matériaux composites fibreux périodiques. L'approche FE² qui a été développée dans [144,145] nécessite le calcul simultané de la réponse mécanique à deux échelles différentes, l'échelle macroscopique et l'échelle microscopique sous-jacente à chaque point d'intégration macroscopique. La méthode FE² est construite en utilisant trois principaux ingrédients :

- le comportement mécanique à l'échelle microscopique.
- la règle de localisation qui détermine les solutions locales à l'intérieur de la cellule unitaire, pour une déformation globale donnée.
- la règle d'homogénéisation donnant le tenseur de contrainte macroscopique, connaissant l'état de contrainte micromécanique.

A chaque point de Gauss macroscopique, le modèle permet de calculer le tenseur de contrainte à l'instant t sous réserve de connaître : d'une part la déformation et la vitesse de déformation à cet instant et d'autre part l'historique mécanique depuis l'instant initial. Dans les modèles phénoménologiques classiques, l'histoire mécanique est prise en compte par l'utilisation de variables internes. Dans la FE², l'ensemble de variables internes est construit en assemblant toutes les données microscopiques requises directement par le calcul éléments finis à l'échelle de la microstructure et non pas à l'aide d'équations choisies *a priori* et homogénéisées. Cela comprend toutes les grandeurs utiles requises par la procédure des éléments finis. La solution

sur chaque cellule élémentaire consiste à additionner la solution d'une partie macroscopique indicée $\mathbf{M}$, et celle d'une partie microscopique indicée $\mathbf{m}$ (voir [Figure I.30\(a\)](#)), à qui on impose des conditions limites. Ainsi, sur une cellule élémentaire :

$$\begin{cases} \mathbf{u}(\mathbf{x}) = \varepsilon^M \mathbf{x} + \mathbf{u}^m(\mathbf{x}) = \mathbf{u}^M + \mathbf{u}^m(\mathbf{x}) \\ \varepsilon(\mathbf{x}) = \varepsilon^M + \varepsilon^m(\mathbf{x}) \\ \sigma(\mathbf{x}) = \sigma^M + \sigma^m(\mathbf{x}) \end{cases} \quad (\text{I.21})$$

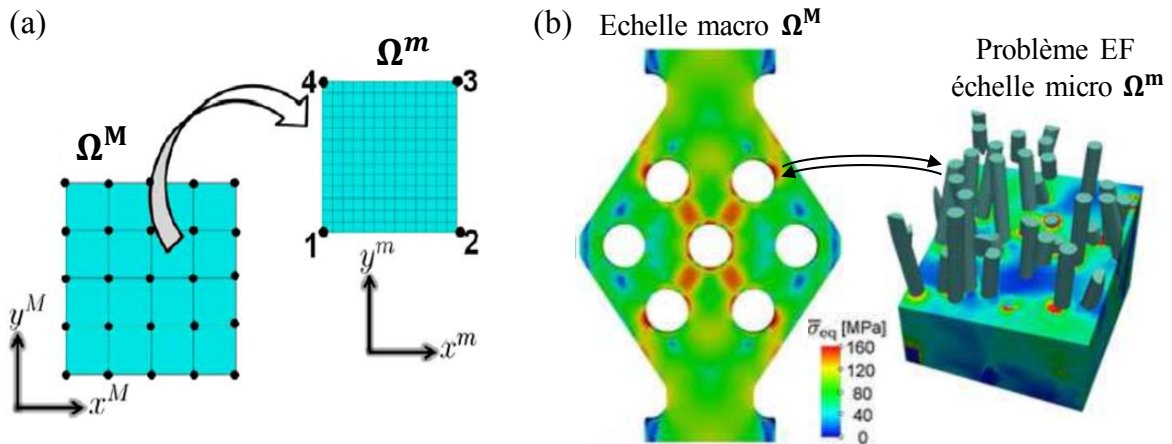


Figure I.30. (a) Représentation schématisée en 2D de la méthode FE^2 , [146], (b) exemple de la distribution de contrainte équivalente à l'échelle macro et micro, [147].

La méthode de résolution peut être décrite par deux niveaux nécessaires à l'intégration du comportement non-linéaire du problème macroscopique au sein d'un algorithme itératif de type Newton-Raphson par exemple. La [Figure I.30\(b\)](#) donne un exemple de la solution en termes de contraintes équivalentes à l'échelle macro et micro d'une structure composite. La méthode FE^2 associe chaque point d'intégration sur l'échelle structurelle à un modèle EF de la microstructure. Parce que la microstructure elle-même contient habituellement un nombre élevé de variables d'état internes et, en même temps, le problème structurel contient un nombre élevé de points d'intégration, le coût de calcul (temps CPU et stockage) est prohibitif, en particulier pour les problèmes tridimensionnels (3D). De même que pour la MPDH, les calculs microscopiques menés sur chaque cellule étant complètement indépendants, ils peuvent être aisément parallélisables. Cette technique, certes performante, présente les mêmes limitations que la théorie de l'homogénéisation classique : elle reste pertinente uniquement lorsque les échelles sont bien séparées.

Dans cette partie, le principe de fonctionnement de la première catégorie des méthodes multi-échelles dites d'homogénéisation a été présenté. Il existe d'autres méthodes d'homogénéisation. Un état de l'art sur ces méthodes peut être trouvé dans les travaux de Kanouté et al. [148].

Il est évident qu'on sera toujours confronté à la même difficulté de séparation des échelles quand cette catégorie de méthodes multi-échelles est utilisée. Néanmoins, cette question de la

séparation des échelles persiste dans le cas où l'on souhaite prendre en considération des gradients plus importants tels que ceux provoqués par la présence d'une fissure par exemple. Malgré leur indéniable utilité, les méthodes d'homogénéisation induisent des coûts de calcul prohibitifs liés au couplage entre les différentes échelles, particulièrement pour les analyses tridimensionnelles. Bien que des techniques aient été proposées pour réduire les calculs [149,150], toutes ces méthodes sont des approches "concourantes", car elles impliquent des calculs simultanés aux deux échelles.

6.2.2. Partition de l'unité MPU et méthode des éléments finis enrichis

Une deuxième catégorie de méthodes multi-échelles cherche à enrichir la méthode classique des éléments finis, dans le but d'avoir la solution d'un problème multi-échelles sur des discrétisations spatiales relativement grossières. Un tel objectif ne peut être réalisé par la méthode EF standard, du fait que ces techniques d'interpolation nécessitent un raffinement de maillage pour capter les gradients importants de la solution du problème. Dans les paragraphes qui suivent, nous examinons les principales méthodes utilisant le principe de l'enrichissement.

La méthode de partition de l'unité « MPU » possède la possibilité d'inclure une connaissance *a priori* du comportement local de la solution dans l'espace des éléments finis, ce qui fait la principale différence entre la méthode traditionnelle des éléments finis et la MPU. Avec cette propriété, la MPU offre l'avantage de coûts de calcul réduits à la MEF. Elle s'affranchit donc de la complexité du modèle numérique standard et de l'inévitable adaptabilité de l'espace des éléments finis lors de la manipulation de problèmes discontinus. Le concept de la MPU a d'abord été proposé par Melenk [151]. Melenk et Babuška [152] ont étendu ce travail dans deux documents parmi les plus fondamentaux concernant la MPU où une preuve de convergence a été donnée et des tests numériques ont été illustrés. L'idée de base de la MPU est d'enrichir ou d'étendre l'approximation des éléments finis en ajoutant des fonctions de forme spéciales, généralement non polynomiales, pour capturer les singularités souhaitées dans la solution globale. Les fonctions supplémentaires sont ajoutées globalement à l'approximation des éléments finis. L'approximation MPU sur un domaine Ω s'écrit ainsi :

$$\mathbf{u}_h(\mathbf{x}) = \sum_{i \in \mathbf{I}} \varphi_i(\mathbf{x}) \left(\sum_{j \in \mathbf{J}_i} a_{ij} f_{ij}(\mathbf{x}) \right) \quad (\text{I.22})$$

où $\mathbf{I}$ et $\mathbf{J}_i$ sont respectivement l'ensemble des nœuds et les fonctions additionnelles connues. Les coefficients constants a_{ij} sont des degrés de liberté supplémentaires. La somme des fonctions d'interpolation $\varphi_i(\mathbf{x})$ doit être égale à l'unité sur tout le domaine Ω pour respecter le principe de la MPU :

$$\sum_{i \in \mathbf{I}} \varphi_i(\mathbf{x}) = 1 \quad \forall \mathbf{x} \in \Omega \quad (\text{I.23})$$

Cette méthode n'a pas beaucoup de succès du fait que d'une part l'enrichissement est global, et que d'autre part, la matrice de rigidité qui en résulte est symétrique et bandée et sa sparsité n'est pas significativement compromise.

Une extension de la MPU est la méthode généralisée d'éléments finis GFEM communément appelée. Strouboulis et al. [153] ont utilisé la GFEM pour résoudre différents problèmes elliptiques en enrichissant l'ensemble du domaine. La technique d'enrichissement améliore la solution en introduisant des fonctions de forme supplémentaires, mais le second avantage de cette méthode est que des fonctions de forme discontinues peuvent être ajoutées permettant de représenter un comportement discontinu indépendamment du maillage. Comme les sauts et les singularités dans la solution sont généralement des phénomènes locaux, ils ont adopté l'enrichissement local ou minimal en limitant cet enrichissement uniquement à un sous-ensemble du domaine.

La GFEM permet de réduire les erreurs de discrétisation par le renforcement donné par la construction spécifique des fonctions d'enrichissement. Mais, l'erreur induite lors de l'intégration numérique et la construction des fonctions d'enrichissement risque de ne pas être prises en compte. Par conséquent, la matrice de rigidité pourrait être mal conditionnée et ce mauvais conditionnement pourrait être beaucoup plus élevé que le conditionnement dans la MEF. Il en résulte une perte de précision dans la solution du système linéaire associé à la GFEM. En fait, les fonctions de forme peuvent être linéairement dépendantes, ce qui donne une matrice de rigidité singulière. Pour corriger ces problèmes, Babuška et Banerjee [154] proposent pour un meilleur conditionnement de la matrice de rigidité la SGFEM comme étant la version Stable de la GFEM. La [Figure I.31\(a\)](#) montre les améliorations effectuées sur les fonctions d'enrichissements dans le cadre de la SGFEM ainsi qu'un exemple de convergence face à la GFEM est donné sur la [Figure I.31\(b\)](#).

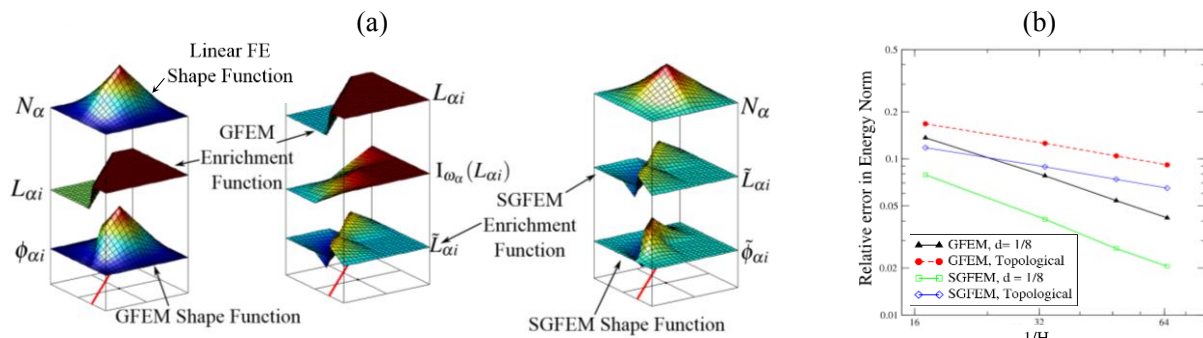


Figure I.31. (a) Calcul d'une fonction d'enrichissement Heaviside dans la GFEM et la SGFEM avec les différentes améliorations de la fonction de forme. (b) Comparaison entre la GFEM et SGFEM en termes d'erreur en fonction de la taille d'éléments, [155].

Plus tard Moës et al. [156] ont amélioré la méthode par leur approche des éléments finis étendus « XFEM ». Cette méthode permet comme la GFEM d'approximer le champ discontinu indépendamment de la structure du maillage. La seule interaction entre l'interface de la discontinuité et le maillage se produit lors de la construction des fonctions d'enrichissements.

Quand le maillage et l'interface se croisent, une génération de deux types d'éléments se produit : les éléments enrichis et les éléments de mélange « *blending elements* », comme le montre la [Figure I.32](#). L'approximation de la XFEM est donnée pour le champ de déplacement par :

$$\mathbf{u}^{XFEM}(\mathbf{x}) = \underbrace{\sum_i^{n_{mef}} N_i(\mathbf{x}) \mathbf{u}_i}_{\mathbf{u}_{mef}} + \underbrace{\sum_k^{n_{enr}} N_k(\mathbf{x}) \psi_k(\mathbf{x}) \mathbf{a}_k}_{\mathbf{u}_{enr}} \quad (I.24)$$

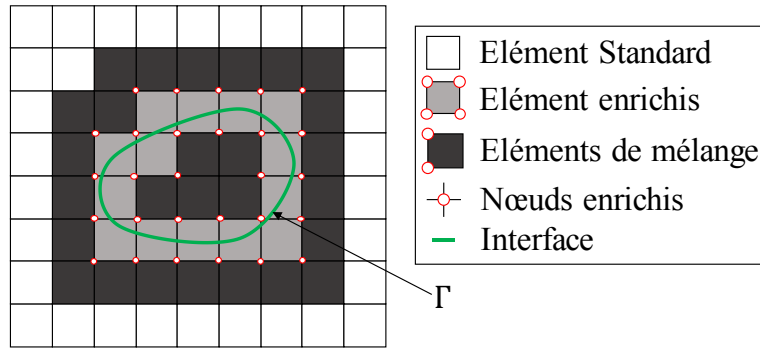


Figure I.32. Différents types d'éléments générés avec la XFEM.

Dans l'équation (I.24), la discrétisation XFEM est la somme de l'approximation $\mathbf{u}_{mef}$ de la solution standard et d'un terme enrichi $\mathbf{u}_{enr}$. L'enrichissement se compose de degrés de liberté supplémentaires $\mathbf{a}_k$ et d'une fonction d'enrichissement $\psi_k(\mathbf{x})$ captant le comportement mécanique discontinu à une interface. La discontinuité forte (problèmes de fissurations) ou faible (problèmes bi-matériaux) est le critère le plus important pour le choix de la fonction d'enrichissement. Les différents indices de sommation dans (I.24) indiquent que seuls les nœuds $k \in n_{enr}$ des éléments qui contiennent une discontinuité ont des degrés de liberté supplémentaires. Une condition nécessaire pour assurer la convergence est que les fonctions de forme $N_i(\mathbf{x})$ et $N_k(\mathbf{x})$ créent une partition d'unité du domaine.

L'une des différences avec la méthode GFEM est que toute fonction générique peut être incorporée dans la formulation XFEM (I.24) pour construire la fonction de base enrichie. Selon Belytschko et al. [157], la forme actuelle de la GFEM n'a aucune différence avec la XFEM. À la suite de ces travaux pionniers, l'approche XFEM a rapidement suscité beaucoup d'intérêt et a été l'objet de recherches et d'applications intensives. En effet, de nombreux auteurs ont utilisé cette méthode pour traiter des problèmes fortement discontinus tels que la propagation des fissures [156] et des problèmes faiblement discontinus comme les interfaces matérielles, [158,159].

Une progression significative de la XFEM a été donnée avec son couplage avec la fonction « Level-set » [160]. La fonction Level-set fournit l'information sur la localisation de la singularité et la façon d'enrichir. Stolarska et al. [161] ont présenté la première mise en œuvre de la fonction Level-set pour la modélisation de la propagation des fissures dans le cadre XFEM, où l'évolution de la fissure a été réalisée avec succès. Plus tard, Moës et al. [162] ont

combiné la XFEM et la Level-set pour construire des discontinuités arbitraires dans l'analyse 3D des problèmes de fissuration. Malgré que la définition de la position de l'interface soit théoriquement fournie, l'utilisation de la fonction Level-set offre des fonctionnalités complémentaires telles que la simplification de la sélection des nœuds à enrichir, la définition des fonctions d'enrichissement et l'affectation des propriétés matériaux pour les problèmes multi-matériaux. En effet, Moës et al. [159] ont proposé une fonction d'enrichissement pour les faibles discontinuités en se basant sur la fonction Level-set, cette fonction d'enrichissement s'annule dans les éléments de mélange (*Figure I.32*), ce qui permet de réduire le nombre de degrés de libertés. Cette fonction d'enrichissement est donnée par :

$$\psi(\mathbf{x}) = \sum_i |\xi_i| N_i(\mathbf{x}) - \left| \sum_i \xi_i N_i(\mathbf{x}) \right| \quad (\text{I.25})$$

Afin d'aller vers une représentation de l'interface matérielle quasi-exacte ou proche d'une description NURBS⁵, Dréau et al. [158] propose d'utiliser des fonctions d'approximation d'ordre élevé dans la XFEM. Pour ce faire, la même stratégie que les surfaces libres est appliquée pour les interfaces matérielles courbes : la grille géométrique est localement raffinée tout en conservant une représentation Level-set linéaire par sous-élément. La Level-set est calculée sur la grille géométrique, obtenue de sorte que sa représentation est plus précise que celle calculée sur le maillage d'origine (sans raffinement) (voir *Figure I.33(a)*).

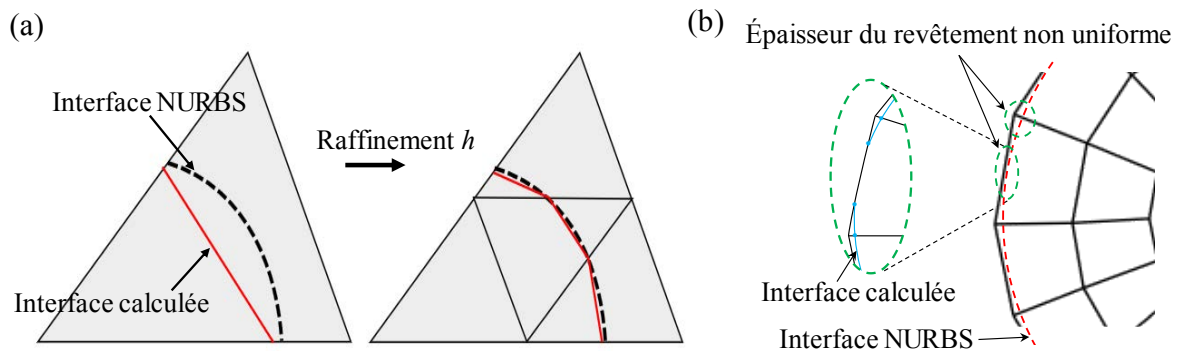


Figure I.33. (a) Amélioration de la précision géométrique : le maillage est récursivement raffiné autour de l'interface, [163]. (b) Représentation NURBS dans le cas du revêtement.

Cependant, des modifications sur les fonctions d'enrichissement doivent être effectuées en raison de l'écart entre la position de la valeur iso-zéro de la Level-set et celle de la discontinuité sur l'élément. Cette amélioration de la méthode ne peut être appliquée dans le cas où l'interface matérielle est très proche de la frontière du domaine, car cela peut créer des problèmes dans la représentation de l'interface elle-même et dans l'intégration numérique. La *Figure I.33(b)*

⁵ NURBS (pour *Non-Uniform Rational Basis Splines*) est une technique mathématique utilisée dans l'infographie pour générer et représenter des courbes et des surfaces avec grande précision.

illustre ce type de problème dans le cas du revêtement où l'épaisseur de celui-ci devient non-uniforme ou même nulle sur quelques parties.

Dans les mêmes perspectives et afin de réduire le nombre de degrés de liberté $\mathbf{a}_k$ dû au terme supplémentaire dans la formulation XFEM, Soghrati et al. [164] ont récemment introduit une méthode d'éléments finis généralisée enrichie par interface « IGFEM », qui intègre des degrés de liberté enrichis à l'endroit de l'interface pour l'enrichissement de l'approximation EF, afin de capturer avec précision des discontinuités faibles dans des problèmes multi-phases. La *Figure I.34* montre que l'IGFEM nécessite 50% de ddl supplémentaires en moins que la GFEM.

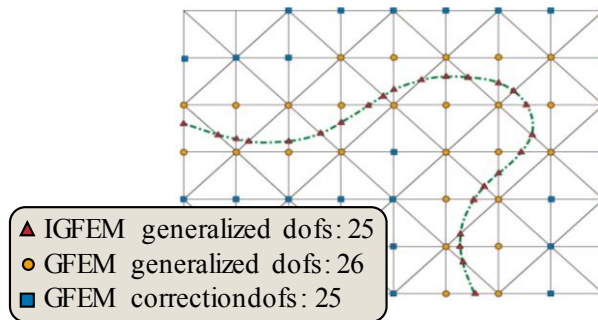


Figure I.34. Comparaison du nombre requis de ddl supplémentaires dans l'IGFEM et la GFEM pour un maillage non conforme, [164].

Selon Soghrati et al. [164], l'IGFEM offre des avantages tels qu'un coût de calcul faible et une application facile des conditions aux limites de type Dirichlet. L'application de l'IGFEM pour la modélisation des matériaux micro-vasculaires et l'évolution de l'endommagement à plusieurs niveaux dans les adhésifs hétérogènes est présentée dans [165,166]. L'IGFEM a la capacité de fournir des fonctions d'enrichissement appropriées pour les problèmes d'interfaces. Cependant, une modification cas-par-cas est nécessaire dans l'algorithme IGFEM pour gérer les éléments traversés par plusieurs interfaces matérielles, ce qui complique davantage l'implémentation informatique du modèle. Soghrati [167] propose alors la IFEM Hiérarchique « HIFEM » pour résoudre ce problème via un algorithme récursif, qui gère efficacement les éléments non conformes avec un nombre et une disposition arbitraire des phases de matériaux.

En conclusion de notre analyse de cette deuxième catégorie de méthodes multi-échelles, leur avantage principal est que les limites internes (par exemple, les fissures, les trous, les interfaces) ne font pas partie du maillage, donc il n'est pas nécessaire de représenter explicitement les interfaces matérielles par une conformité des limites du maillage. En effet, l'utilisation d'éléments géométriques ou de fonction de niveaux, couplés à l'enrichissement de l'approximation permet de représenter un nombre de discontinuités en outre de morphologies quelconques.

La flexibilité de cette catégorie de méthodes permet d'intégrer facilement des termes ou des fonctions supplémentaires à l'approximation, chose qui permet de corriger les erreurs induites dans ces méthodes et de les adapter selon le besoin et l'application.

6.2.3. Méthodes multi-échelles couplées

Nous appelons une méthode multi-échelles couplée, toute méthode qui couple deux autres méthodes multi-échelles.

6.2.3.1. Couplage Arlequin-XFEM

La méthode Arlequin initialement proposée par Ben Dhia [168] est une méthode numérique générique qui permet, par superposition locale, de coupler deux états mécaniques différents et effectuer des simulations multi-échelles ou multi-modèles en utilisant une fonction de partition d'énergie fiable et des opérateurs de couplage. Son principe consiste à superposer un modèle fin à un problème grossier dans la zone d'intérêt, avec une répartition de l'énergie globale entre les travaux virtuels correspondants. Le raccordement entre les deux modèles dans la zone de superposition S_c (Figure I.35) permet de contrôler les écarts de champs. Ce raccordement se fait généralement par des *efforts fictifs* représentés par les multiplicateurs de Lagrange :

$$\begin{cases} E_{tot} = \beta_1 E_{x1}(u_1) + \alpha_1 E_{i1}(u_1) + \beta_2 E_{x2}(u_2) + \alpha_2 E_{i2}(u_2) + C(\lambda, u_1 - u_2) \\ \alpha_1 + \alpha_2 = \beta_1 + \beta_2 = 1 \\ C(\lambda, u_1 - u_2) \text{ opérateur de couplage linéaire} \end{cases} \quad (I.26)$$

où E_i et E_x représentent les énergies des efforts internes et externes de chacun des domaines, λ sont les multiplicateurs de Lagrange et C est l'opérateur de couplage linéaire dans la zone de superposition S_c .

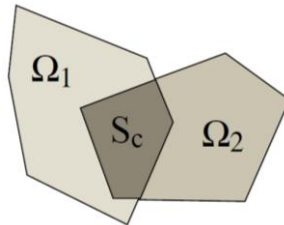


Figure I.35. Zone de couplage de la méthode Arlequin, [169].

La Figure I.36 montre un exemple de couplage 2D/3D pour un problème de poutre. Cette méthode a été utilisée dans diverses problématiques, en particulier pour simuler la propagation des fissures dans une structure, [170,171]. L'inconvénient de la méthode dans cette dernière application est que le nombre d'éléments finis autour de la pointe de la fissure est loin d'être optimal, ce qui augmente inutilement le temps de calcul.

Ben Dhia et Jamond [172] ont proposé pour contourner ce problème, d'intégrer des fonctions d'enrichissement Heaviside dans le cadre de la méthode Arlequin, dans le but de réduire davantage les coûts informatiques et d'améliorer la flexibilité des simulations de propagation des fissures. En utilisant l'architecture d'Arlequin, un modèle local est superposé au global dans le voisinage de la fissure via l'utilisation d'un patch. Ce patch est maillé très finement à la

pointe de la fissure et se déplace avec celle-ci sur le domaine global sous-jacent, approximé par un élément fini grossier fixe enrichi par une fonction Heaviside.

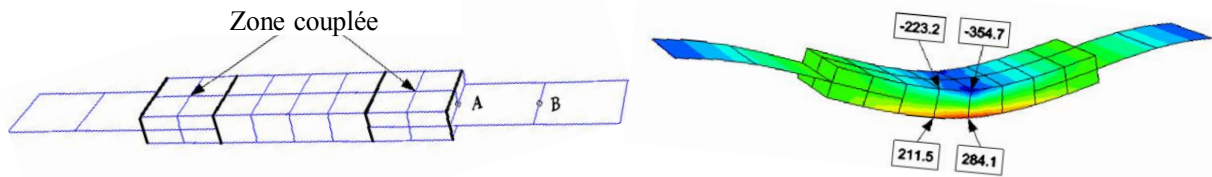


Figure I.36. Exemple de problème de poutre avec le couplage Arlequin 2D/3D, [173].

La XFEM est donc utilisée pour enrichir l'approximation éléments finis grossière du modèle global. Les auteurs ont montré que l'approche combinée permet de considérer des correctifs plus petits pour capturer les fonctionnalités locales près de la pointe puisque les fonctions Heaviside sont utilisées pour enrichir le modèle grossier. La [Figure I.37](#) montre le mouvement du patch en fonction de la propagation de la fissure. Cette procédure permet de réduire ainsi les ressources de simulation globale. Néanmoins, une difficulté persiste dans le choix de l'espace d'approximation du multiplicateur de Lagrange permettant de recoller les deux modèles dans leur zone de jonction.

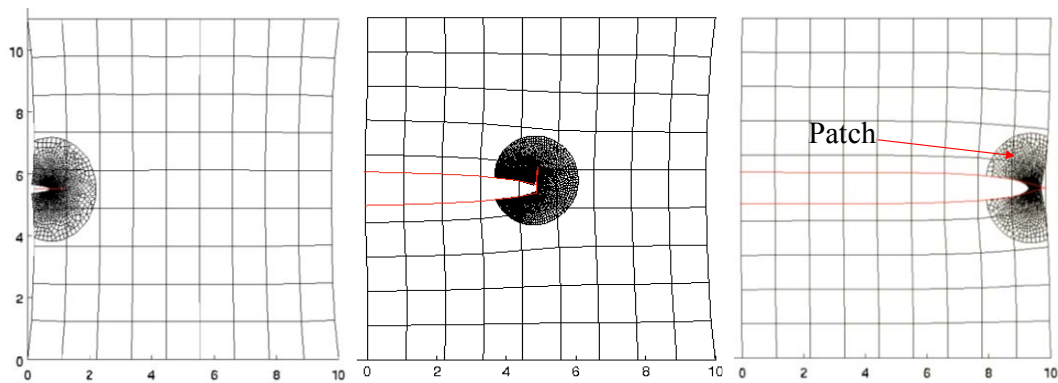


Figure I.37. Propagation d'une fissure dans le cadre d'Arlequin-XFEM, [172].

6.2.3.2. Couplage MAX-FEM

L'idée de la méthode couplée MAX-FEM [2,3] a été initiée dans les travaux de Nguyen et al. [174], pour surmonter les difficultés liées à la modélisation du comportement thermomécanique des assemblages brasés tenant compte de la présence de couches minces (joints brasés) considérées comme singularités. Ifis et al. [3] ont ensuite amélioré la méthode et proposé plusieurs applications. L'exploitation de la similitude d'écriture entre d'une part, une méthode analytique asymptotique (développements asymptotiques raccordées (DAR ou MAE)) [125] et d'autre part, la méthode numérique XFEM (ces deux approches contiennent un terme non perturbé et un autre de correction, voir [Figure I.38](#)) a fait toute l'originalité de la MAX-FEM. Cette similitude permet donc de définir une procédure décrivant le comportement hétérogène d'une structure contenant une couche mince, sans raffinement de maillage et tout en conservant une bonne précision.

$$\begin{array}{cc}
 \text{MAE} & \text{X-FEM} \\
 \mathbf{u}(\mathbf{x}) = \mathbf{u}^0(\mathbf{x}) + \varepsilon \mathbf{u}^1(\mathbf{x}) & \mathbf{u}(\mathbf{x}) = \sum_i^N N_i(\mathbf{x}) \mathbf{u}_i + \sum_k^{N_{\text{enr}}} N_k(\mathbf{x}) \psi_k(\mathbf{x}) \mathbf{b}_k \\
 \text{Terme non perturbé} & \text{Terme perturbé}
 \end{array}$$

Figure I.38. Principe du couplage MAX-FEM.

Puisque la couche mince est assimilée à une interface de discontinuité qui crée un saut inconnu de la valeur du champ, deux développements de la solution sont proposés simultanément à l'échelle macro et micro pour approximer la solution globale du problème par un terme de perturbation dérivée de l'analyse locale. Cela permet via des règles de raccordement, de définir les paramètres d'enrichissements $\mathbf{b}_k$ de la XFEM depuis la valeur du saut de déplacement calculée par l'approche MAE. La Figure I.39 illustre le principe de cette méthode.

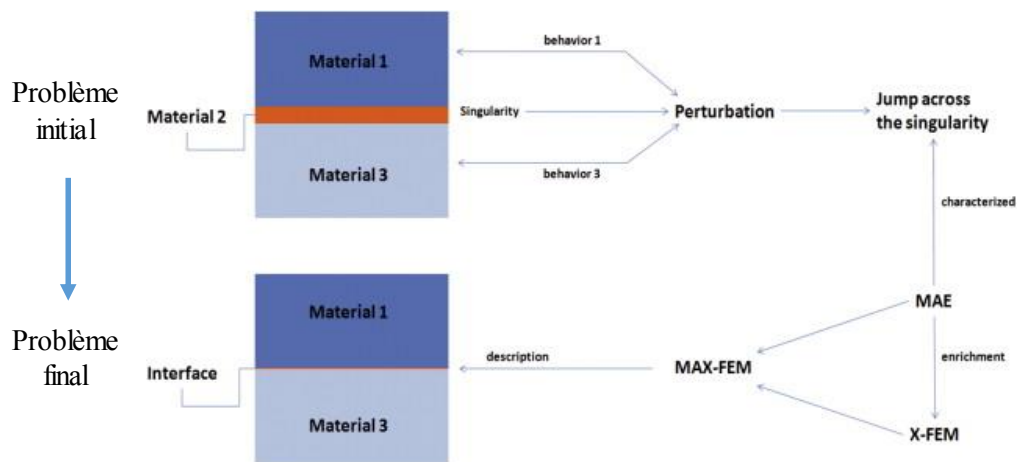


Figure I.39. Principe de la MAX-FEM, [2].

Contrairement à Nguyen et al. [174] qui devaient utiliser deux calculs éléments finis (local, global) pour obtenir la solution globale, Ifis et al. [3] ont poursuivi les développements de la méthode et sont parvenus à une MEF standard mais corrigée dans le cas de comportements linéaires des matériaux. En effet, les auteurs ont pu corriger la matrice de rigidité du problème macro par une autre matrice dite de correction tout en gardant la structure d'un algorithme EF basique, et donc les résultats sont obtenus par un seul calcul EF corrigé. La Figure I.40 illustre la stratégie de correction avec la méthode MAX-FEM. Les premières applications sur les structures revêtues ont été faites par Ifis et al. [2] pour des problèmes 1D et axisymétriques. Les auteurs ont pu montrer la précision de la MAX-FEM, ainsi que le gain de temps de calcul réalisé par rapport une méthode EF classique. La Figure I.41 montre un exemple de solution transitoire d'une structure revêtue en 1D sous chargement thermique calculée avec la MEF standard et la MAX-FEM sans raffinement de maillage (Figure I.41(b)), et une étude sur la sensibilité de la MAX-FEM face à la taille h de l'élément enrichi (qui contient la singularité) (Figure I.41(c)).

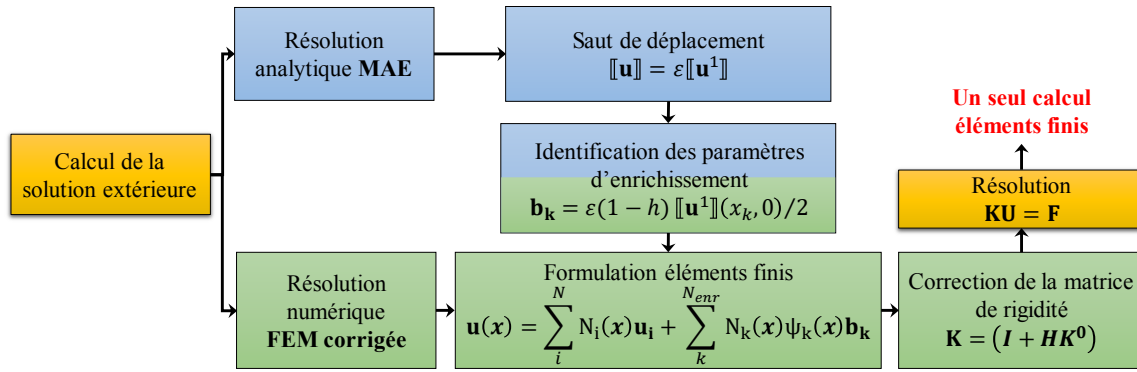


Figure I.40. Principe du couplage MAX-FEM.

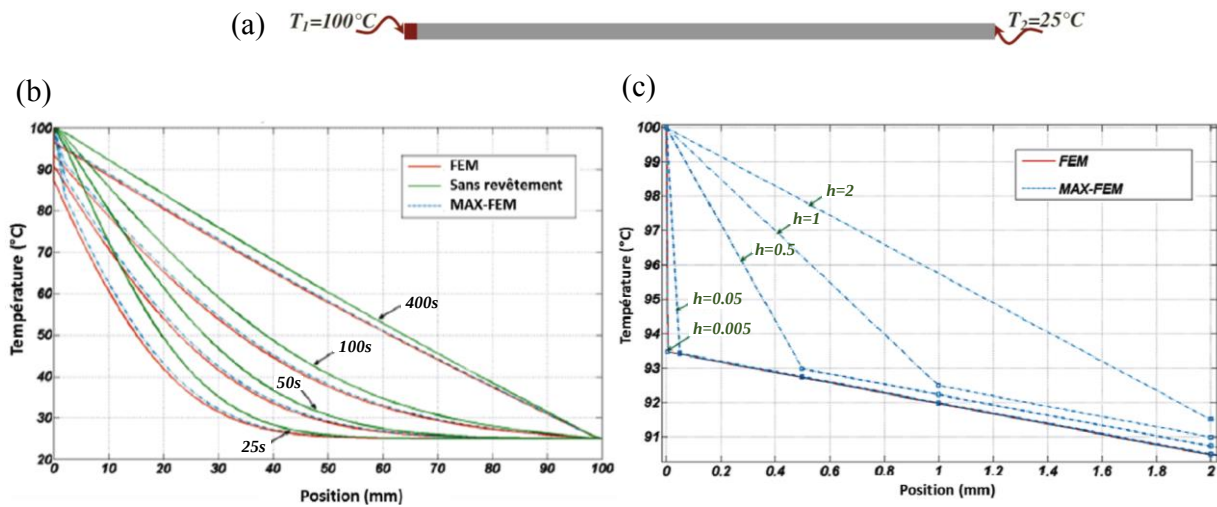


Figure I.41. (a) Structure revêtue en 1D sous chargement thermique. (b) MAX-FEM Comparé à MEF. (c) Influence de la taille de l'élément enrichi sur la précision du modèle, [2].

L'approche MAX-FEM se présente comme un outil efficace pour la modélisation et la caractérisation des couches minces introduites dans des structures simples, tout en gardant une bonne précision avec des temps de calcul rapides. En effet, cette méthode permet de diminuer le nombre de degrés de liberté, chose qui va éviter les problèmes liés à l'intégration numérique et le positionnement des points de Gauss. Elle permet également d'assurer un bon conditionnement des matrices de rigidité et de conductivité thermique. Et si besoin, Ifis et al. [175] montrent qu'il est toujours possible d'enrichir davantage par des informations au niveau local (dans la couche mince). En raison de ces avantages, la MAX-FEM fut le point de départ des travaux de cette thèse, nous l'avons étendu au cas des structures 2D revêtues dans le but de voir sa pertinence et ses limites face à la problématique des revêtements. Nous avons constaté que cette méthode est tout à fait adaptée aux situations géométriques simples (épaisseur en forme de la couche mince). Des exemples sont donnés dans le chapitre 2, section 2.2. Cependant, pour des applications plus complexes, la méthode contient certaines limitations qui se résument comme suit :

- La complexité géométrique rend le développement du modèle difficile (*Figure I.42(a)*). En effet, l'enrichissement et la position des nœuds enrichis sont dans la direction normale à la couche mince.
- La méthode ne prend pas en considération le chargement appliqué aux couches (*Figure I.42(b)*), ce qui est préjudiciable pour les revêtements et une application à l'usinage.
- Les singularités géométriques engendrent des concentrations de contraintes que la méthode ne peut pas prendre en considération.
- La non-linéarité ne peut pas être prise en compte simplement, car la méthode, dans son formalisme le plus efficient, est basée sur des développements uniquement linéaires.

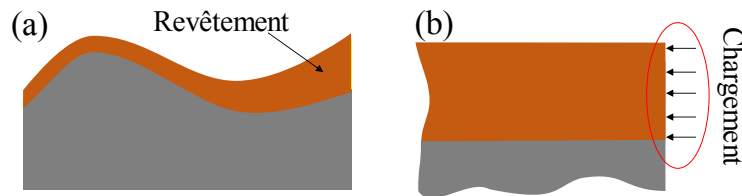


Figure I.42. (a) Revêtement ondulé avec épaisseur variable. (b) Problème de bords.

Le mixage entre deux méthodes multi-échelles peut offrir un cadre de développement (à condition d'une application bien définie). Mais ce développement reste limité au cas linéaire comme dans le cas de la MAX-FEM ou compliqué à mettre en œuvre comme dans le cas de la méthode Arlequin-XFEM.

7. Synthèse

Dans ce premier chapitre, une étude bibliographique détaillée a été faite sur les mécanismes physiques de l'usinage qui constituent le cadre de ce travail de thèse. D'après cette étude, l'usinage est un processus complexe qui implique plusieurs couplages thermomécanique, mécanique-endommagement, physico-chimique, etc.). Cette complexité s'explique par le fait que le matériau de la pièce subit de très grandes déformations, des taux de déformation très élevés et hautes températures. Sous ces conditions, l'interaction entre le copeau et l'outil peut générer à la fois des forces de frottement intenses et des phénomènes d'usure inévitables. La sévérité du chargement thermomécanique sur les surfaces de l'outil de coupe conduit à une dégradation rapide de celui-ci. Pour remédier à cette problématique d'usure, l'utilisation de couches de revêtements (mono, multicouches...) s'avère une mesure très efficace pour réduire le frottement et l'usure des surfaces en contact. Cependant, il est difficile de maîtriser le comportement du revêtement en usinage.

Jusqu'à présent, le choix (géométrique et matériau) des revêtements est basé sur l'expérience et le savoir-faire de l'industriel. Comme conséquence de ces choix empiriques, les problèmes récurrents d'usure en usinage (délaminage, fissuration...) ont fait l'objet de plusieurs études expérimentales, [176]. Certaines grandeurs physiques telles que les contraintes résiduelles et la répartition de la température, sont très difficiles à mesurer expérimentalement. Par conséquent,

les simulations numériques pourraient fournir de bonnes solutions. Nous avons vu dans la littérature que la méthode des éléments finis « MEF » est largement utilisée pour répondre à ce problème. Mais, la principale différence de la résistance à l'usure entre un outil non-revêtu et celui revêtu résulte de la discontinuité des propriétés entre le revêtement et le substrat. Cependant, un raffinement du maillage près de l'interface doit être effectué pour assurer la continuité des champs thermiques et mécaniques avec la MEF, ce qui va augmenter considérablement le temps de calcul CPU et engendrer des problèmes numériques. En réponse, nous avons vu également que les méthodes multi-échelles, illustrées sur la [Figure I.43](#), sont probablement plus prometteuses pour résoudre ce type de problèmes. Les principaux avantages de ce type de modélisation sont :

- la disparition du saut de propriétés entre le revêtement et le substrat,
- la prise en considération du comportement des revêtements sans aucun maillage spécifique,
- la réduction du calcul du temps CPU.

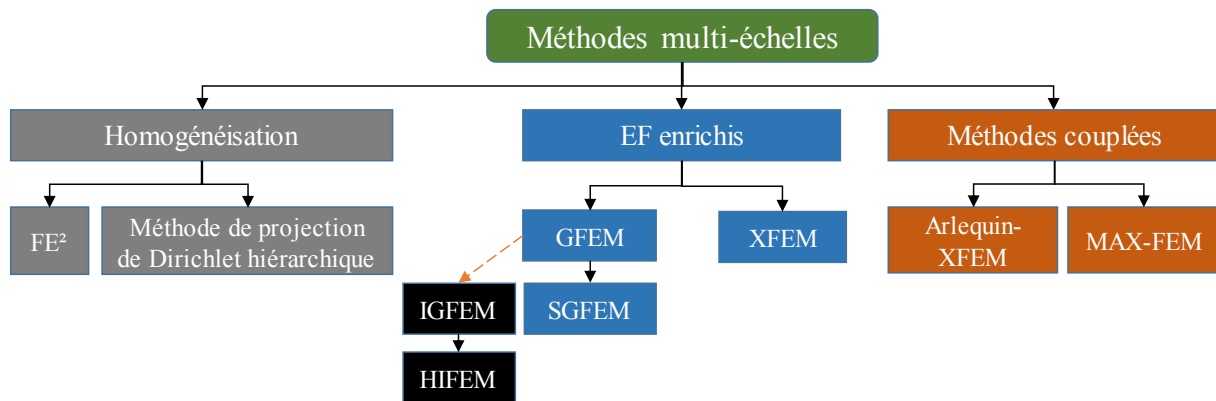


Figure I.43. Cartographie des méthodes multi-échelles étudiées.

L'objectif dans la suite de ce travail est de développer un outil numérique permettant de prédire l'évolution de l'usure des outils de coupe revêtus avec des revêtements minces mono et multicouches lors de l'opération d'usinage tout en gardant des temps de calcul raisonnables. Pour atteindre cet objectif, le problème thermomécanique transitoire de structures revêtues sera étudié avec la méthode multi-échelles couplée XFEM/Level-set. Le choix de cette méthode est basé principalement sur la possibilité de gérer l'interface matérielle entre le revêtement et le substrat indépendamment du maillage.

Chapitre 2 : Couplage XFEM-Level-set pour la modélisation des couches de revêtements mono et multi-matériaux

Introduction

L'objectif dans ce chapitre est de développer une modélisation numérique simplifiée pour analyser le comportement des structures contenant des couches de revêtement de très faible épaisseur (1 à 20 μm) comme les outils d'usinage revêtus. Le chapitre bibliographique a montré que les petites épaisseurs des revêtements augmentent davantage les temps de calcul avec les approches éléments finis « classiques ». La nouvelle approche recherchée doit alors s'affranchir de maillages conformes à l'interface revêtement/substrat, c'est-à-dire qu'elle doit restituer la discontinuité de la solution au sein d'un élément traversé par une ou plusieurs interfaces matérielles. De plus, cette nouvelle approche doit donner la possibilité d'intégrer d'autres phénomènes physiques qui régissent le procédé d'usinage comme la déformation et l'endommagement (fissuration, délaminage, usure ...). Pour gérer facilement les changements topologiques de l'interface, lorsqu'un maillage fini non conforme est utilisé, la technique de représentation géométrique de l'interface doit être en plus très simple.

La première partie de ce chapitre présente la mise en œuvre de la méthode XFEM couplée avec la fonction Level-set. La deuxième partie est consacrée à l'évaluation de la méthode en termes de sa précision et ses performances vis-à-vis du temps de calcul CPU. Dans cette optique, le problème thermomécanique transitoire est résolu pour des structures revêtues avec des couches de revêtements mono et multi-matériaux.

1. Développement du couplage XFEM/Level-set pour la modélisation de structures revêtues

1.1. Présentation du problème

Considérons un domaine $\Omega = \Omega_1 \cup \Omega_2$ constitué d'un corps Ω_2 revêtu d'un corps Ω_1 avec Γ l'interface entre Ω_1 et Ω_2 , Ω est soumis à : (i)- une température constante imposée T_{imp} et un déplacement $\mathbf{u}_{imp}$ qui sont spécifiés par une condition de type Dirichlet sur le bord Γ_{Tu} , (ii)- une densité de flux de chaleur φ_{imp} et une pression $\mathbf{p}_{imp}$ spécifiée par une condition de type Neumann sur le bord $\Gamma_{\phi p}$ (voir la [Figure II. 1](#)). La température initiale T_0 est supposée homogène en tout point du domaine.

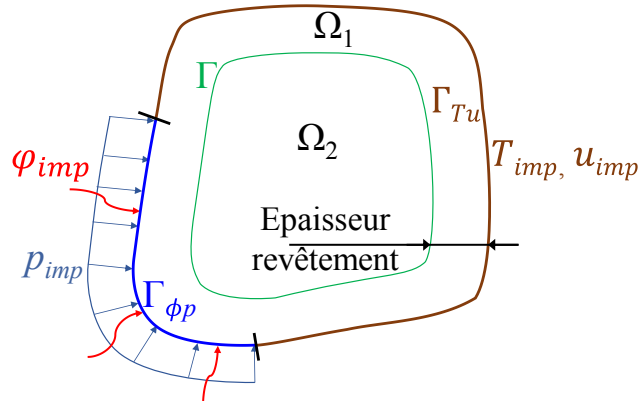


Figure II. 1. Définition du domaine d'étude.

L'objectif dans un premier temps est de résoudre le problème thermomécanique dans le domaine Ω . La formulation forte de ce problème est donnée par les équations (II.27) et (II.28).

$$\begin{cases} \rho_i c_{pi} \frac{\partial T}{\partial t} - \text{div}(\lambda_i \nabla T) = 0 & \text{dans } \Omega_i \times]0, t[\\ T(\mathbf{x}, 0) = T_0 & \forall \mathbf{x} \in \Omega_i \\ T = T_{imp} & \text{sur } \Gamma_{Tu} \times]0, t[\\ -\lambda_1 \nabla T \cdot \mathbf{n} = \varphi_{imp} & \text{sur } \Gamma_{\phi p} \times]0, t[\end{cases} \quad \text{avec } (i = 1, 2) \quad (\text{II.27})$$

$$\begin{cases} \text{div}(\boldsymbol{\sigma}) = \mathbf{f} & \text{dans } \Omega_i \times]0, t[\\ \boldsymbol{\varepsilon} = \frac{1}{2} (\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^T) & \text{dans } \Omega_i \times]0, t[\\ \boldsymbol{\varepsilon}_T = \alpha_i (T - T_0) \mathbf{I} & \text{dans } \Omega_i \times]0, t[\\ \boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C}_i : (\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}_T) & \text{dans } \Omega_i \times]0, t[\\ \boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n} = \mathbf{p}_{imp} & \text{sur } \Gamma_{\phi p} \times]0, t[\\ \mathbf{u} = \mathbf{u}_{imp} & \text{sur } \Gamma_{Tu} \times]0, t[\end{cases} \quad \text{avec } (i = 1, 2) \quad (\text{II.28})$$

où ρ_i est la densité, c_{p_i} est la capacité thermique, λ_i est la conductivité thermique, α_i le coefficient de dilatation thermique associés au domaine Ω_i (i est l'indice de domaine), $\mathbf{f}$ est la source interne, et $\mathbf{n}$ est le vecteur normal à la frontière.

La formulation faible obtenue après la multiplication par les fonctions de test et d'intégration sur le domaine Ω est exprimée par :

Trouver $(T, \mathbf{u}) \in \mathcal{T} \times \mathcal{U}$ tel que

$$\begin{cases} \int_{\Omega_i} \rho_i c_{p_i} \frac{\partial T}{\partial t} S d\Omega - \int_{\Omega_i} \lambda_i \nabla T \cdot \nabla S d\Omega = - \int_{\Gamma_{\phi p}} \phi_{imp} S d\Gamma \quad \forall S \in \mathcal{T}_0 \\ \int_{\Omega_i} \boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{u}) : \mathbf{C}_i : \boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{v}) d\Omega = \int_{\Omega_i} \mathbf{f} \cdot \mathbf{v} d\Omega + \int_{\Gamma_{\phi p}} \mathbf{p}_{imp} \cdot \mathbf{v} d\Gamma + \int_{\Omega_i} \boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{v}) : \mathbf{C}_i : \boldsymbol{\varepsilon}_T d\Omega \quad \forall \mathbf{v} \in \mathcal{U}_0 \end{cases} \quad (\text{II.29})$$

soient satisfaits $\forall (S, \mathbf{v}) \in \mathcal{T}_0 \times \mathcal{U}_0$, où $\mathcal{T}_0$ et $\mathcal{U}_0$ sont respectivement les espaces d'approximation des fonctions de test de température S et de déplacement $\mathbf{v}$. L'effet du chargement thermique est représenté dans le dernier terme à droite de la deuxième équation (II.29).

1.2. Formulation XFEM

La méthode des éléments finis étendue XFEM est un outil polyvalent pour l'analyse de problèmes caractérisés par des discontinuités, des singularités, des déformations localisées et des géométries complexes. Cette méthode peut considérablement simplifier la solution de nombreux problèmes dans la modélisation des matériaux, tels que, la propagation de fissures, l'évolution des dislocations, la modélisation des joints de grains, l'évolution des frontières de phase, etc.

L'avantage de cette méthode est que le maillage éléments finis peut être complètement indépendant de la morphologie de ces entités, ainsi les discontinuités peuvent être modélisées à l'intérieur du domaine de l'élément affecté. Un exemple d'un problème bi-matériaux est représenté sur la [Figure II. 2](#) comparant ainsi la méthode des éléments finis standard et la XFEM. Dans le maillage MEF standard ([Figure II. 2\(a\)](#)), les arêtes des éléments doivent être conformes aux limites de l'interface entre les deux matériaux. En revanche, le maillage pour le modèle XFEM illustré dans la [Figure II. 2\(b\)](#), est structuré et complètement indépendant de l'emplacement de l'interface (ligne rouge). Avec la MEF, plus l'interface matérielle est proche des bords (comme dans le cas des revêtements), plus la taille des éléments devient petite. Cela engendre des faibles incréments de temps pour un calcul en régime transitoire, [2,177]. Alors qu'avec la méthode XFEM, l'incrément du temps restera raisonnable car peu importe la position de l'interface, le maillage reste fixe. Une discussion sur ce point sera menée dans les sections suivantes. Un deuxième exemple d'une fissure en trois dimensions est représenté sur la [Figure II. 3](#). Comme on peut le voir, la surface de la fissure et le front de la fissure sont complètement indépendants du maillage. Cela permet une simulation pratique de l'évolution des fissures.

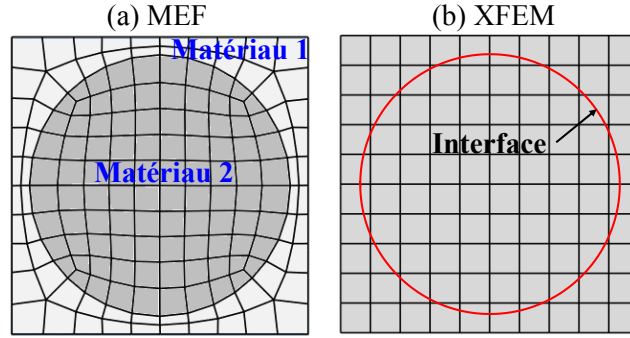


Figure II. 2. Discretisations d'un problème bi-matériaux avec (a) la MEF et (b) la XFEM.

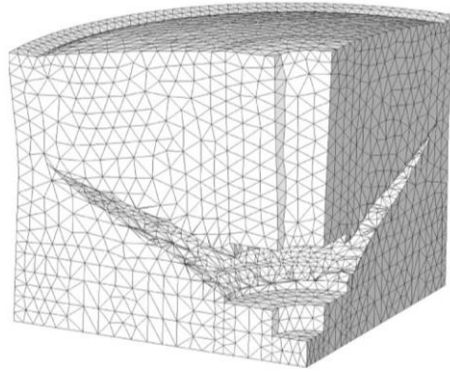


Figure II. 3. Propagation d'une fissure Modèle avec le modèle XFEM [178].

Le fondement de la méthode XFEM est le concept de partition de l'unité "MPU" [152] pour enrichir des éléments finis. L'idée de la MPU est d'enrichir ou d'étendre l'espace d'approximation polynomiale d'éléments finis en ajoutant des fonctions de forme spéciales, qui peuvent représenter exactement un comportement connu *a priori* de la solution. L'ajout de fonctions d'enrichissement consiste à améliorer les performances de l'approximation par éléments finis classiques sur l'ensemble du domaine par un enrichissement réalisé globalement sur tous les éléments. Le principe de la MPU consiste à dire que, soit une famille de fonctions positives telles que $(N_i)_{i \in I}$ (avec I un ensemble nodal), en chaque point, la somme sur toutes les fonctions des valeurs prises par chacune d'elle vaut 1 :

$$\sum_{i \in I} N_i(\mathbf{x}) = 1, \quad \forall \mathbf{x} \in \Omega \quad (\text{II.30})$$

La principale différence entre la méthode XFEM et la MPU est que l'enrichissement est réalisé sur un sous-ensemble d'éléments couvrant des phénomènes locaux (fissure, hétérogénéités, ...) dans la XFEM. Cela signifie que la fonction d'enrichissement est liée à une région locale du domaine de calcul où un comportement spécifique est susceptible de se produire. Ainsi, la XFEM profite de la technique d'enrichissement de la MPU tout en réduisant le nombre total de degrés de liberté pour limiter la taille du système à résoudre et conséquemment le temps de calcul. Donc, la propriété d'une partition d'unité exploitée dans la XFEM est que n'importe quelle fonction $\psi(\mathbf{x})$ peut être interpolée par un produit de la partition des fonctions d'unité

et $\psi(\mathbf{x})$. De plus, lorsque la somme est modifiée en introduisant des paramètres $\mathbf{a}_k$, la fonction d'enrichissement $\psi(\mathbf{x})$ peut être ajustée par ces paramètres en utilisant l'approximation suivante :

$$\begin{aligned} \mathbf{u}^{\text{XFEM}}(\mathbf{x}) &= \mathbf{u}_{\text{mef}}(\mathbf{x}) + \mathbf{u}_{\text{enr}}(\mathbf{x}) \\ &= \sum_{i \in n^{\text{mef}}} N_i(\mathbf{x}) \mathbf{u}_i + \sum_{k \in n^{\text{enr}}} N_k^*(\mathbf{x}) \psi(\mathbf{x}) \mathbf{a}_k \end{aligned} \quad (\text{II.31})$$

La mise en œuvre de la XFEM est réalisée par la définition d'éléments enrichis qui remplacent les éléments finis standards traversés par une discontinuité. Nous supposons que l'enrichissement local peut être restreint à un seul domaine élémentaire de sorte que les éléments de mélange « *blending* » ne sont pas nécessaires (voir la [Figure II. 4](#)). Cela doit être assuré par le choix de l'enrichissement.

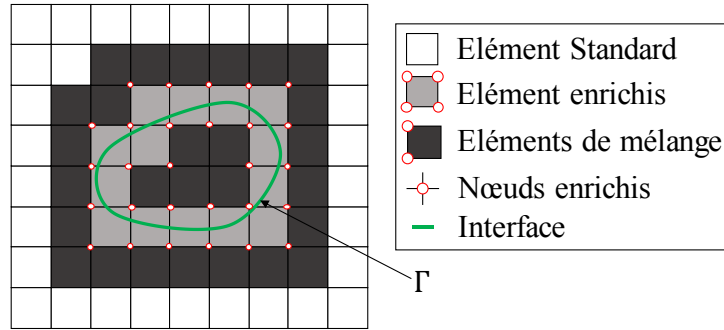


Figure II. 4. Maillage traversé par une interface matérielle.

Dans la formulation (II.31), la première somme $\mathbf{u}_{\text{mef}}$ représente l'approximation de la solution EF standard, tandis que la seconde partie $\mathbf{u}_{\text{enr}}$ représente le terme enrichi. $\mathbf{u}_i$ sont les inconnues nodales associées à l'ensemble des nœuds n^{mef} , $\mathbf{a}_k$ sont les paramètres inconnus appelés aussi coefficients d'enrichissement associés à l'ensemble des nœuds enrichis n^{enr} dont le support est traversé par une interface. Belytschko et al. [157] expliquent que les paramètres $\mathbf{a}_k$ ajustent l'enrichissement de sorte qu'il se rapproche le mieux de la solution disponible, donc l'enrichissement ne doit pas nécessairement être la solution locale au problème en question. Ainsi, seuls les nœuds enrichis des éléments contenant des discontinuités ont des degrés de liberté supplémentaires $\mathbf{a}_k$. Il est possible également de remplacer ces coefficients d'enrichissement par des informations provenant d'une autre solution. Cette dernière peut être analytique comme dans le cas de la méthode MAX-FEM, [2] dont le principe est donné dans le chapitre 1, section 6.2.3.2. La MAX-FEM sera également discutée dans la section 2.2.1 de ce chapitre. $N_i(\mathbf{x})$ et $N_k^*(\mathbf{x})$ représentent respectivement les fonctions de forme des éléments standards et enrichis. Il convient de souligner que les fonctions de forme pour l'approximation standard et l'enrichissement n'ont pas nécessairement les mêmes fonctions, mais généralement les mêmes fonctions sont utilisées, c'est-à-dire $N_k^*(\mathbf{x}) = N(\mathbf{x})$.

Les discontinuités fortes ou faibles sont le critère le plus important pour le choix de la fonction d'enrichissement. Dans la littérature, plusieurs fonctions d'enrichissement ont été proposées

pour résoudre différents problèmes, comme dans les travaux de Moës et al. [156] pour la croissance des fissures, Chessa et Belytschko [179] pour le problème des fluides biphasés, etc. La fonction d'enrichissement $\psi(\mathbf{x})$ apporte avec elle la nature de la solution ou l'information sur la physique sous-jacente du problème. Par exemple $\psi(\mathbf{x}) = H(\mathbf{x})$, où $H(\mathbf{x})$ étant la fonction Heaviside, est utilisée pour capturer les fortes discontinuités :

$$\psi(\mathbf{x}) = H(\mathbf{x}) = \begin{cases} 1 & \text{si } (\mathbf{x} - \mathbf{x}_\Gamma) \cdot \mathbf{n} \geq 0 \\ -1 & \text{autre part} \end{cases} \quad (\text{II.32})$$

où $\mathbf{x}$ et $\mathbf{x}_\Gamma$ désignent les positions respectives du nœud de maillage et du point le plus proche de l'interface Γ dans la direction normale $\mathbf{n}$ à cette interface. Pour les faibles discontinuités, lorsque le maillage respecte l'interface entre deux matériaux, une discontinuité dans la dérivée du champ solution au travers cette interface est produite par le fait de la faible régularité (C^0) de l'approximation éléments finis. Si le maillage n'est pas conforme à l'interface, la base éléments finis doit être enrichie avec une fonction à dérivée discontinue au niveau de l'interface. La valeur absolue de la fonction Level-set associée à l'interface (c'est à dire la distance à l'interface) joue parfaitement ce rôle (une discussion sur la fonction Level-set sera menée plus loin), car elle est à dérivée discontinue sur l'interface. La fonction d'enrichissement peut être donc définie comme la valeur absolue de la fonction d'ensemble de niveaux qui a en effet une dérivée première discontinue sur l'interface. Elle est définie sous la forme suivante :

$$\psi^{abs}(\mathbf{x}) = \psi(\xi(\mathbf{x})) = \left| \sum_i \xi_i N_i(\mathbf{x}) \right| \quad (\text{II.33})$$

où ξ_i sont les valeurs de la fonction de niveau (Level-set) définies à la position $\mathbf{x}$.

Un autre choix de fonction d'enrichissement est proposé par Moës et al. [159] comme suit :

$$\psi^{mod}(\mathbf{x}) = \psi(\xi(\mathbf{x})) = \sum_i |\xi_i| N_i(\mathbf{x}) - \left| \sum_i \xi_i N_i(\mathbf{x}) \right| \quad (\text{II.34})$$

L'avantage principal de cette fonction d'enrichissement est qu'elle est non nulle uniquement dans les éléments traversés par une discontinuité. Cette fonction est continue, avec une dérivée discontinue à travers l'interface. Elle est maximale sur l'interface, et égale à zéro sur les nœuds, les arêtes et les faces d'éléments non traversés par cette interface. Par conséquent, un enrichissement sur les éléments de mélange (*Figure II. 4*) n'est pas nécessaire. La *Figure II. 5* montre les deux choix de fonctions d'enrichissement dans le cas 1D. Pour des problèmes de faibles discontinuités, Moës et al. [159] montrent qu'avec la fonction d'enrichissement $\psi^{mod}(\mathbf{x})$ de meilleurs taux de convergence sont obtenus qu'avec la fonction d'enrichissement $\psi^{abs}(\mathbf{x})$. Pour ces raisons et à savoir que seules des interfaces impliquant des discontinuités faibles sont envisagées dans ce travail de thèse, la fonction $\psi^{mod}(\mathbf{x})$ est adoptée.

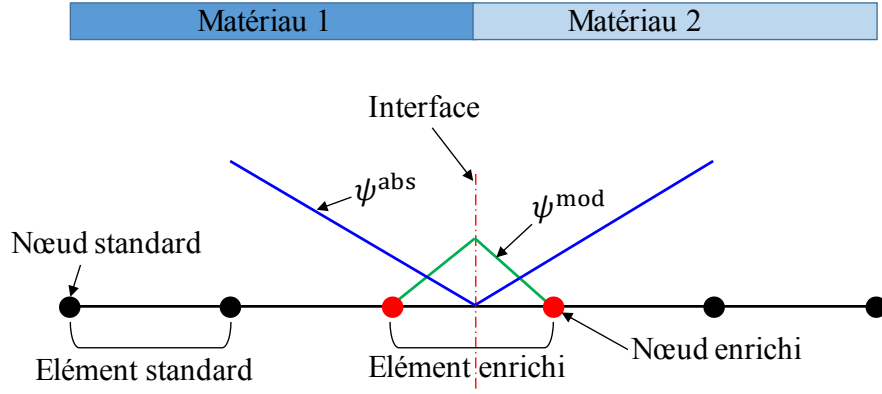


Figure II. 5. Illustration des fonctions d'enrichissement en 1D.

La Figure II. 6 illustre le principe de l'enrichissement XFEM par la fonction ψ^{mod} pour un exemple 1D bi-matériaux. La variation polynomiale décrite par les déplacements nodaux (courbe bleue avec les inconnues u_i) est complétée par les paramètres a_i (courbe rouge) pour obtenir le champ de déplacement réel sans placer de nœuds à l'interface matérielle.

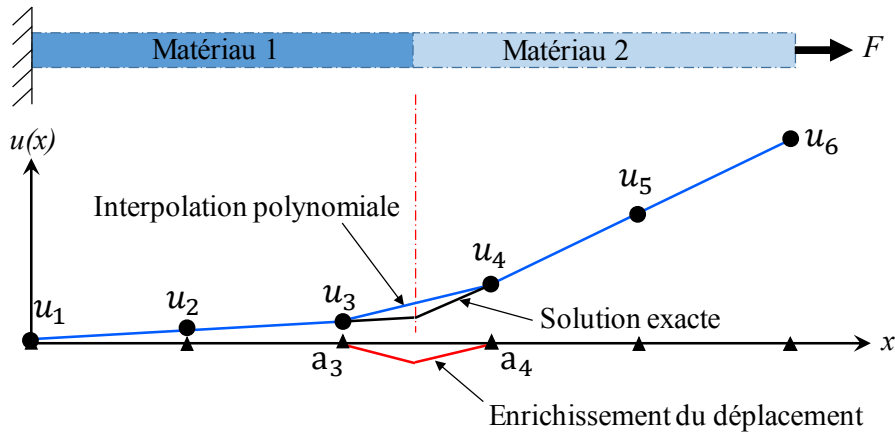


Figure II. 6. Solution XFEM 1D pour un problème bi-matériaux.

1.3. Description de l'interface à l'aide de la fonction Level-set

Étant donné que le principe de l'approche XFEM est de traiter les discontinuités sans ajustement topologique de maillage, il est essentiel de pouvoir localiser ces interfaces de discontinuité au sein des éléments enrichis (voir la Figure II. 4). La manière la plus courante d'atteindre cet objectif est l'utilisation de la fonction Level-set.

La méthode Level-set est une technique numérique développée à l'origine pour analyser et suivre les mouvements et les déformations d'une interface dans un champ de vitesse arbitraire, [180]. La Figure II. 7 montre un exemple du mouvement d'une boule fluide avec la solution Level-set. Ce champ de vitesse peut dépendre du temps, de la position de l'interface, d'un problème physique sous-jacent associé ou tout autre paramètre.

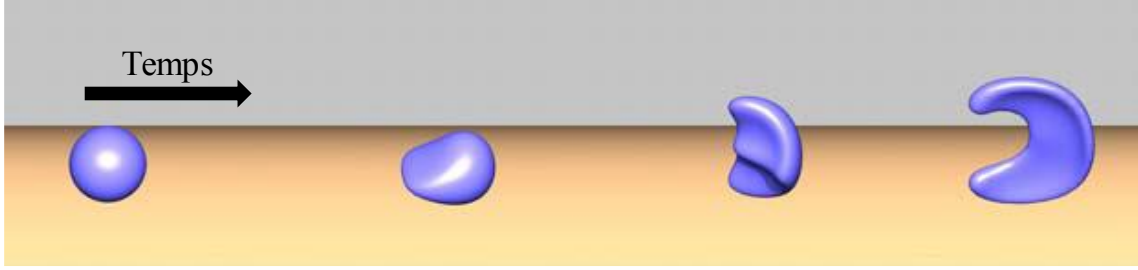


Figure II. 7. Variation de la solution Level-set dans l'espace et le temps, [180].

Bien qu'une représentation géométrique habituelle de l'interface suivie repose généralement sur une description explicite (l'interface est construite par les limites du maillage voir la [Figure II. 2\(a\)](#)), l'idée clé d'Osher et Sethian [181] était de suggérer l'utilisation d'une représentation implicite. Ils ont proposé d'introduire une fonction scalaire lisse $\xi(\mathbf{x}, t)$ définie sur tout $\mathbf{x} \in R^n$ qui, au cours du temps, représente une interface Γ et ses évolutions de dimension $n - 1$. Dans ce cas, le maillage reste fixe et c'est la fonction $\xi(\mathbf{x}, t)$ qui définit l'interface. Il faut noter que dans ce travail de thèse, la fonction Level-set est considérée statique. L'interface Γ peut alors être localisée par la valeur $\xi(\mathbf{x}) = 0$. Par exemple, si l'interface Γ correspond à un cercle de rayon r , on pourrait définir la fonction $\xi(\mathbf{x})$ comme suit :

$$\xi(\mathbf{x}) = \xi(x, y) = \sqrt{x^2 + y^2} - r \quad \text{de sorte que} \quad \Gamma = \{\mathbf{x} \in R^2 \mid \xi(\mathbf{x}) = 0\} \quad (\text{II.35})$$

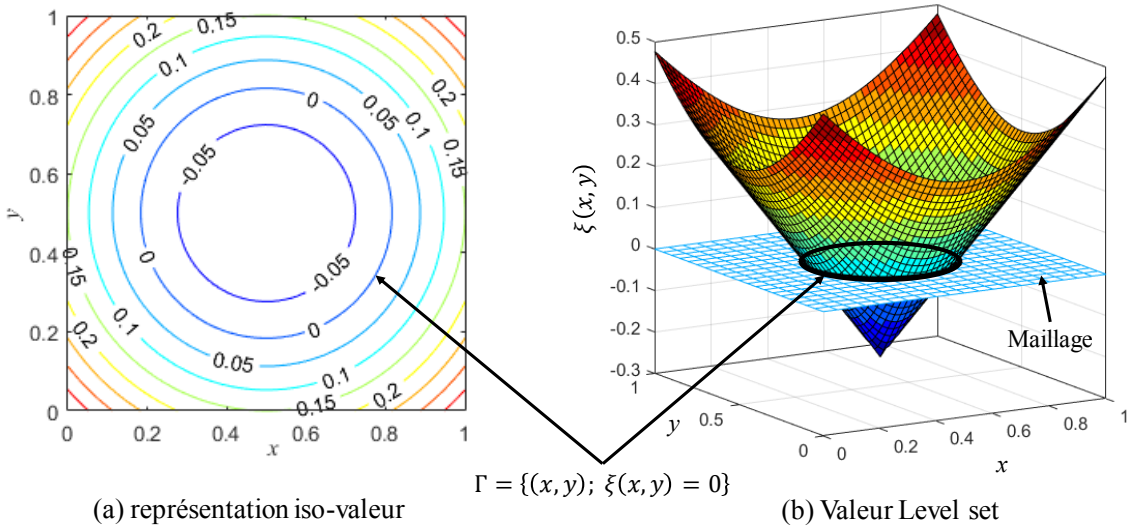


Figure II. 8. Représentation implicite d'une interface circulaire. Le niveau 0 correspond à la position de l'interface (cercle noir).

Dans la [Figure II. 8](#), on peut voir la représentation de la fonction $\xi(\mathbf{x})$ et son contour de niveau zéro. La frontière Γ est l'interface d'intérêt qui est déterminée par l'iso-valeur nulle de la fonction Level-set stockée aux nœuds. Toutefois, l'utilisation d'une expression analytique reste trop restrictive pour représenter les interfaces avec des topologies complexes. C'est la raison pour laquelle la Level-set $\xi(\mathbf{x})$ est généralement considérée comme la distance signée entre

l'interface Γ et les nœuds du maillage. La fonction de distance signée peut être exprimée comme suit :

$$\xi(\mathbf{x}) = \min_{\mathbf{x}_\Gamma \in \Gamma} \|\mathbf{x} - \mathbf{x}_\Gamma\| \text{sign}(\mathbf{n} \cdot (\mathbf{x} - \mathbf{x}_\Gamma)) \quad (\text{II.36})$$

Le signe de $\xi(\mathbf{x})$ est alors différent de part et d'autre de l'interface Γ (voir la [Figure II. 8](#)).

$$\begin{cases} \xi(\mathbf{x}) < 0 & \text{si } (\mathbf{x} - \mathbf{x}_\Gamma) \cdot \mathbf{n} < 0 \\ \xi(\mathbf{x}) = 0 & \text{si } \mathbf{x} \in \Gamma \\ \xi(\mathbf{x}) > 0 & \text{autre part} \end{cases} \quad (\text{II.37})$$

La difficulté persiste dans la localisation des interfaces géométriquement complexes aux expressions analytiques inconnues. Dans ce cas, il faut introduire d'autres techniques pour construire la fonction Level-set. Dans la littérature, on peut trouver plusieurs techniques pour réaliser cet objectif. On cite par exemple, la technique des étapes successives des opérations booléennes (union, intersection, ...) pour interpoler la géométrie finale, [182]. L'idée est de combiner des objets simples canoniques (cercle, sphère, plan, ...) dont les équations analytiques sont connues afin de définir des interfaces complexes dont un exemple est donné [Figure II. 9](#). Cette technique devient rapidement difficile à utiliser quand il s'agit de construire des interfaces très complexes. Il est possible aussi d'utiliser les fonctions de base radiale [160] pour construire la fonction Level-set. L'idée de cette technique consiste à approximer la fonction $\xi(\mathbf{x})$ par un opérateur d'interpolation $s(\mathbf{x})$, c'est-à-dire, trouver des fonctions qui génèrent une interface calculée le plus proche possible de l'interface réelle. Ces fonctions de base radiale sont généralement considérées comme des méthodes précises et stables dans les techniques d'interpolation de données dispersées. Un exemple de résultats est donné dans la [Figure II. 10](#). Belytschko et al. [183] les ont utilisées pour reconstruire des surfaces implicites à partir d'un ensemble de points.

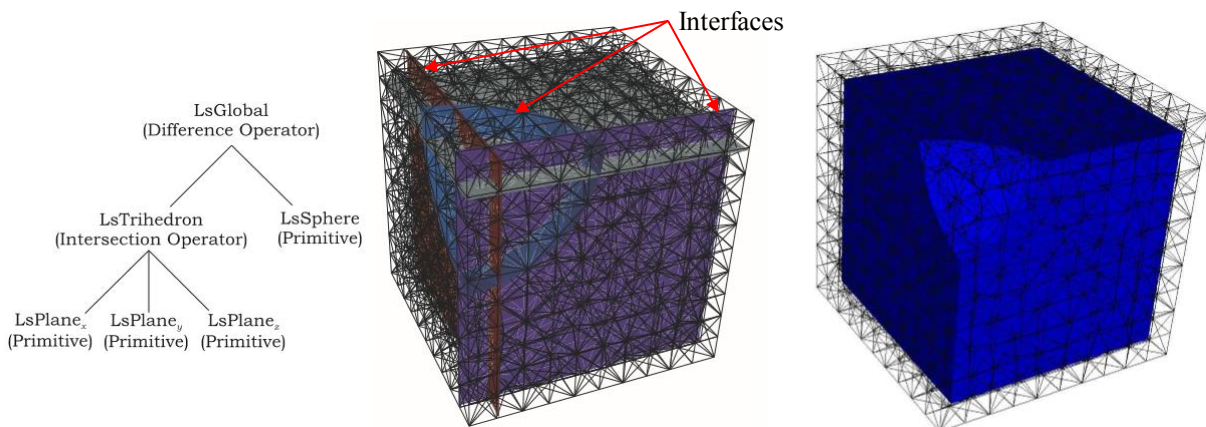


Figure II. 9. Exemple de construction de l'interface avec des opérations booléennes, [182].

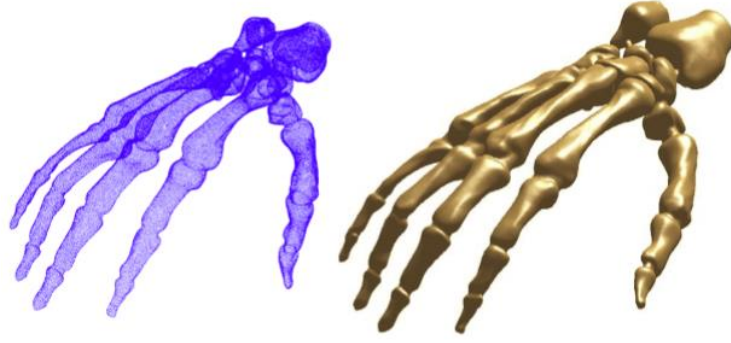


Figure II. 10. Exemple de reconstruction de surface en utilisant les fonctions de base radiale, [160].

Toutefois, la Level-set est définie à priori à partir d'une interface CAO⁶, elle peut être calculée en discrétisant l'interface CAO en N segments de taille adimensionnelle h_{seg} . Ainsi, la construction de la fonction Level-set peut être effectuée pour toute interface courbe en utilisant la discontinuité polygonale fermée Γ_p et en calculant la distance minimale entre le nœud du maillage et la segmentation de Γ_p . Aux endroits où la discontinuité tangentielle n'est pas assurée (aucune normale unique n'est définie), le signe de la fonction Level-set est considéré positif si $(\mathbf{x} - \mathbf{x}_r)$ appartient au cône des normales (Figure II. 11) existantes sur cette partie de l'interface et négatif ailleurs.

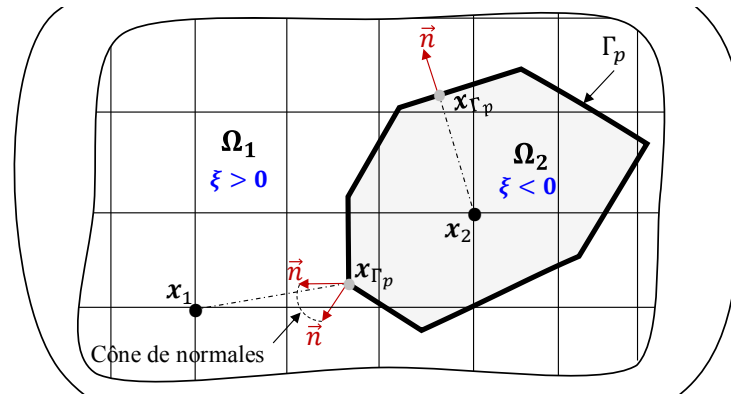


Figure II. 11. Illustration de la distance signée évaluée par une courbe polygonale.

C'est cette méthode qui sera retenue par la suite. Aussi, il convient avant tout de réaliser une étude de convergence pour quantifier l'exactitude de cette technique. La Figure II. 12 illustre la fonction Level-set analytique $\xi_{\text{Analytique}}$ pour une interface circulaire donnée par l'équation (II.35), et différentes solutions issues de cette technique de segmentation (pour $h_{\text{seg}} = 5 \cdot 10^{-2}$, 10^{-2} , et 10^{-3}). La Figure II. 13 présente l'évolution de l'erreur entre la fonction Level-set analytique (prise comme référence) et les différentes Level-set, en fonction de $1/h_{\text{seg}}$. L'erreur est calculée suivant la norme L^2 :

⁶ CAO (Conception Assistée par Ordinateur) comprend des techniques de modélisation géométrique.

$$Erreur_{\xi} = \sqrt{\int_{\Omega} (\xi_{Analytique} - \xi_{N-seg})^2 d\Omega} / \sqrt{\int_{\Omega} \xi_{Analytique}^2 d\Omega} \quad (II.38)$$

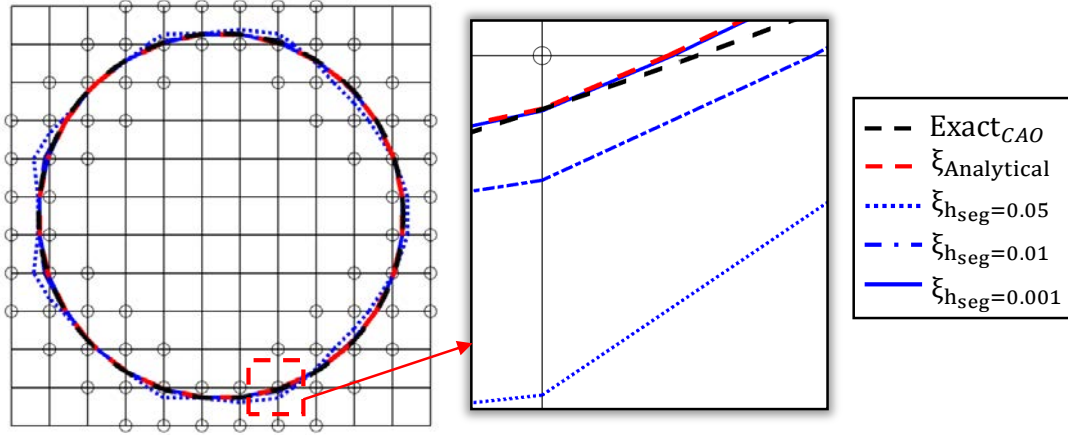


Figure II. 12. Valeurs de la Level-set pour une interface circulaire avec différentes techniques.

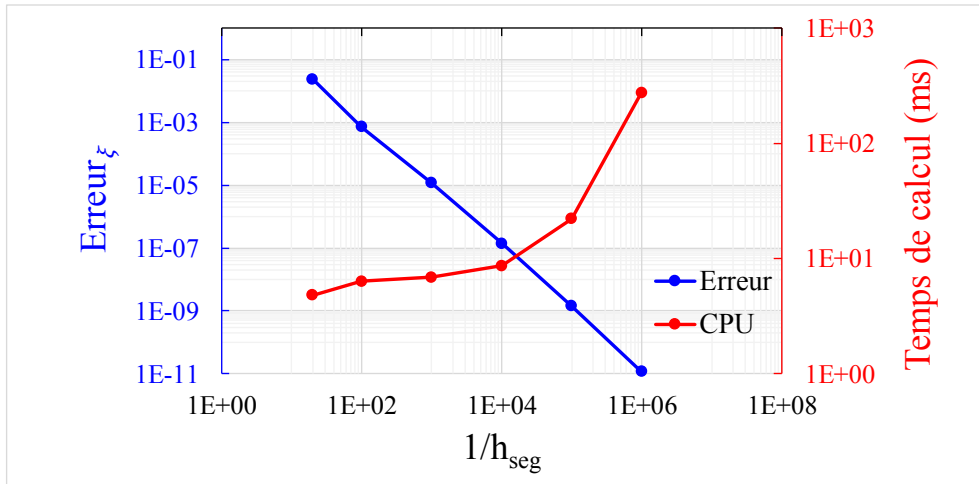


Figure II. 13. Erreur entre la Level-set analytique et celle donnée par la technique de segmentation.

D'après cette analyse (Figure II. 13), la précision de la solution augmente linéairement avec la diminution de la taille de segment h_{seg} . Ainsi qu'une faible valeur de h_{seg} provoque un nombre élevé d'opérations qui influent directement sur le temps de calcul CPU, en particulier dans le cas 3D. Il est alors conseillé d'utiliser l'algorithme « Approximate Nearest Neighbour (ANN) » [184] pour stocker chaque segment défini dans une structure octree⁷ et donc réduire le temps de calcul. La taille des segments h_{seg} dépend de la précision souhaitée. A savoir que la plus faible épaisseur de revêtement étudiée dans ce chapitre égale à $1\mu m$, la valeur de h_{seg} choisie doit permettre une représentation de l'interface assurant une épaisseur uniforme du revêtement avec un temps de calcul faible. La Figure II. 14(a) montre qu'avec $h_{seg} = 10^{-2}$, l'épaisseur du

⁷ Structures octree sont des structures de données utilisées dans les applications 3D pour accélérer une série d'opérations dans l'espace.

revêtement n'est absolument pas uniforme contrairement au cas de $h_{seg} = 10^{-3}$ (Figure II. 14(b)). Donc on peut considérer qu'une taille $h_{seg} = 10^{-3}$ est suffisante pour effectuer les applications de ce chapitre. Mais pour une question de sécurité et à savoir que le temps de calcul reste quasiment le même (Figure II. 13), la taille $h_{seg} = 10^{-4}$ est retenue pour toutes les applications de ce chapitre.

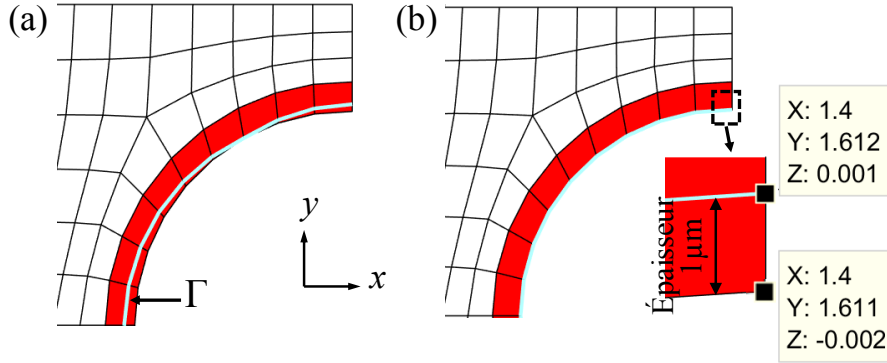


Figure II. 14. Représentation de l'interface avec la technique de segmentation pour une structure revêtue, l'épaisseur du revêtement est de $1\mu m$. (a) $h_{seg} = 10^{-2}$, (b) $h_{seg} = 10^{-3}$.

1.4. Intégration d'un élément fini étendu quadrangulaire linéaire 2D

Dans la méthode EF standard, les points d'intégration de Gauss sont utilisés pour évaluer l'intégration numérique des matrices de rigidité et de conductivité. Les fonctions de forme sont introduites en termes d'ordre polynomial. Cependant, dans l'approche XFEM, en raison de la présence d'une faible discontinuité dans un élément enrichi traversé par une interface, les fonctions d'enrichissement peuvent ne pas être lisses sur cet élément. Par conséquent, la stratégie standard pour la génération de points d'intégration ne peut pas être appliquée directement à un élément enrichi. Il est donc nécessaire de modifier les points de l'élément quadrangle pour évaluer avec précision la contribution à la forme faible des deux côtés de l'interface. Dans la discrétisation EF classique, l'intégration peut être effectuée en discrétisant le domaine Ω comme :

$$\Omega = \bigcup_{e=1}^m \Omega_e \quad (II.39)$$

où Ω_e est le sous-domaine du domaine Ω et m représente le nombre d'éléments standards. Avec l'approche XFEM, les éléments recouvrant l'interface (qui seront donc enrichis) peuvent être partitionnés en subdivisions Ω_s quadrangulaires se conformant à la description géométrique de l'interface (voir la Figure II. 15) :

$$\Omega_{enr} = \bigcup_{s=1}^{m_s} \Omega_s \quad (II.40)$$

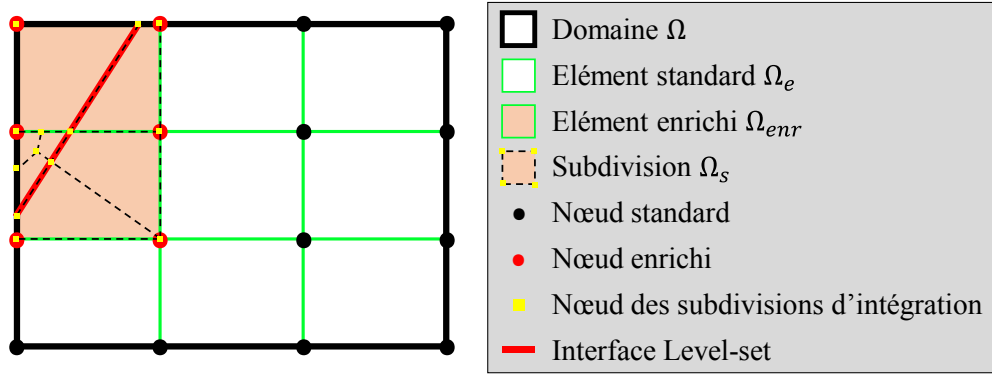


Figure II. 15. Domaines de discrétisation pour la méthode XFEM.

où m_s indique le nombre de sous-quadrangles de l'élément enrichi Ω_{enr} . Il est essentiel de mentionner qu'aucun nouveau degré de liberté supplémentaire n'est ajouté au système et que ces subdivisions ne sont générées que pour l'intégration numérique. Pour générer la subdivision en sous-éléments, la technique de partitionnement en quadrilatère est utilisée. Elle intègre le principe de la technique de triangulation de Delaunay, où les quadrilatères sont utilisés comme sous-éléments au lieu de triangles. Ce choix est souhaité pour exploiter des éléments quadrangles et faciliter la procédure de mise en œuvre numérique de la méthode. La [Figure II. 16](#) montre les cas possibles d'intersection d'un élément avec une seule interface matérielle : le cas 1 {(1) - (2)} lorsque deux nœuds sont situés de part et d'autre de l'interface, et le cas 2 {(1) - (4)} lorsqu'un seul nœud se trouve d'un côté de l'interface.

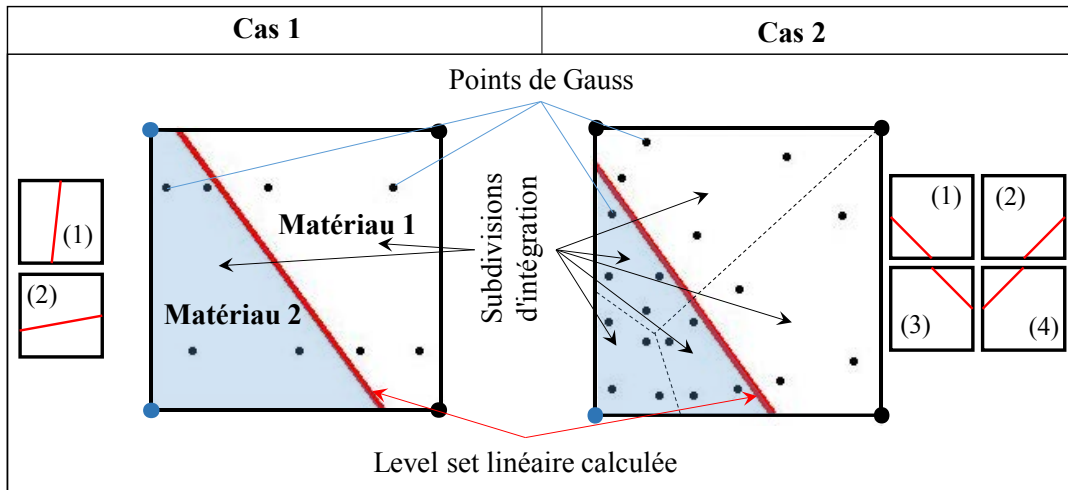


Figure II. 16. Subdivision d'un élément enrichi en vue de l'intégration numérique.

Dans l'utilisation de la technique Level-set, en plus d'une représentation implicite d'une interface, la Level-set simplifie aussi la recherche de l'intersection de cette interface avec les éléments du maillage. La [Figure II. 17](#) illustre les différentes étapes de la création de points d'intégration dans les subdivisions d'un élément enrichi traversé par une interface. La première étape consiste à transformer les points d'intersection P_1^{reel} et P_2^{reel} (calculés dans le système de

coordonnées réelles (x, y)) dans le système de coordonnées de référence (ξ, η) . Les points d'intégration sont ensuite générés d'une manière classique suivant Gauss (comme pour un élément standard) pour chaque subdivision dans l'espace de référence (ξ, η) en fonction de la position de l'interface. Une rotation du système est ensuite effectuée selon chacune des situations décrites dans la [Figure II. 16](#). Finalement, une autre transformation permet de positionner les points d'intégration dans le système réel (x, y) .

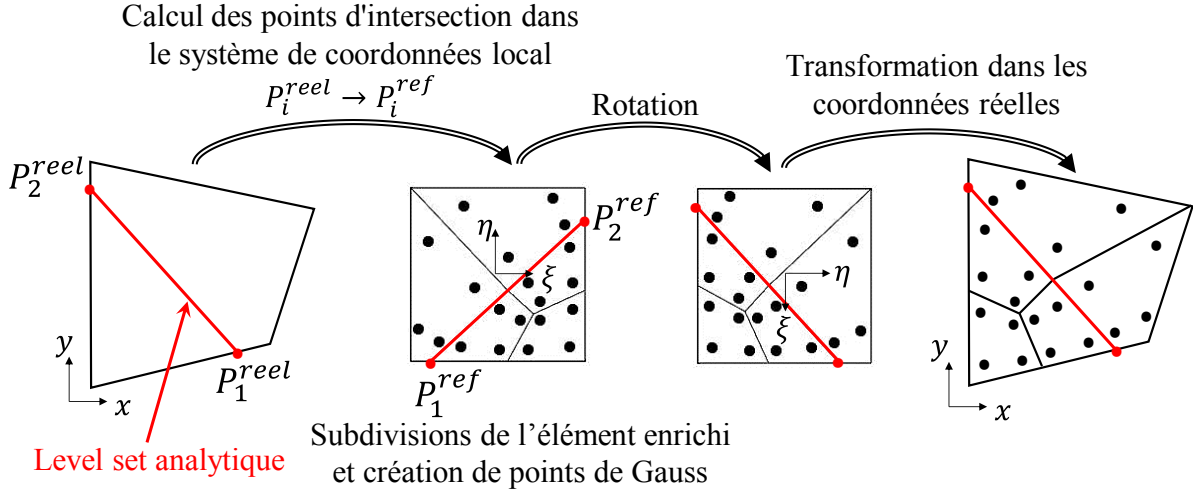


Figure II. 17. Points de subdivision et d'intégration sur les étapes de création d'éléments quadrangulaire.

Afin d'améliorer la solution au niveau de l'interface matérielle et d'obtenir l'information le plus proche possible de l'interface matérielle, un nombre plus élevé de points d'intégration dans l'élément enrichi peut être généré. Pour illustrer cet effet, nous considérons un exemple simple unidimensionnel d'analyse en statique d'une barre revêtue sollicitée en traction. $E_1 = 10 \text{ MPa}$ et $E_2 = 1 \text{ MPa}$ sont respectivement les modules de Young du substrat et du revêtement. La barre est soumise à une force de traction F le long de l'axe x ([Figure II. 18](#)).

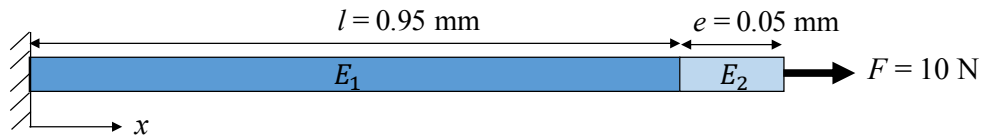


Figure II. 18. Barre revêtue en traction.

La solution exacte de ce problème peut être obtenue analytiquement comme suit :

$$u(x) = \begin{cases} \frac{F}{E_1 A} x, & 0 \leq x \leq l \\ \frac{F}{E_2 A} x + \frac{Fl}{A} \left(\frac{1}{E_1} - \frac{1}{E_2} \right), & l < x \leq l + e \end{cases} \quad (\text{II.41})$$

Sur la [Figure II. 19](#), le champ de déplacement est représenté le long de la barre pour les deux solutions, exacte et XFEM/Level-set, pour différents nombres de points d'intégration dans l'élément enrichi ($np = 4, 16$ et 32). On remarque qu'en augmentant le nombre de points de Gauss np dans l'élément enrichi, il est possible d'obtenir la valeur de déplacement le plus proche possible de l'interface matérielle. On peut voir aussi que le champ de déplacement le long de la barre n'est pas lisse et présente une discontinuité de premier ordre en $x = l$ où les propriétés du matériau changent. En conséquence, le champ de déformation est discontinu (II.42). Comme on peut le voir sur la [Figure II. 20](#), l'augmentation du nombre de points de Gauss permet de capturer mieux le saut de déformation.

$$\varepsilon(x) = \begin{cases} \frac{F}{E_1 A}, & 0 \leq x \leq l \\ \frac{F}{E_2 A}, & l < x \leq l + e \end{cases} \quad (\text{II.42})$$

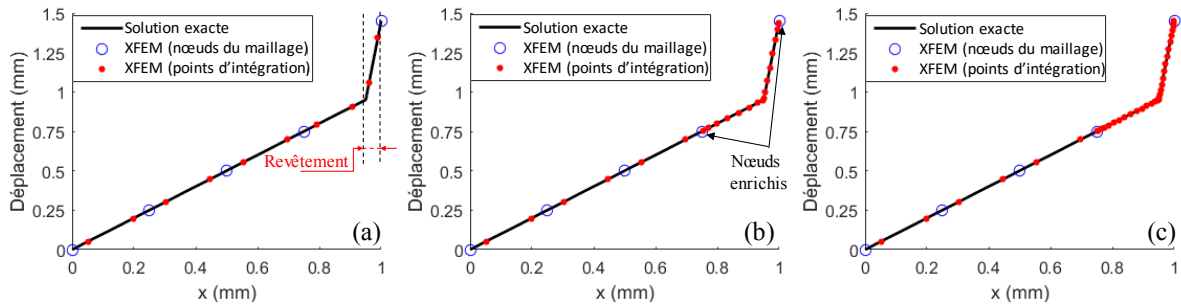


Figure II. 19. Solutions XFEM/Level-set pour le problème 1D ([Figure II. 18](#)) avec différents nombres de points de Gauss dans l'élément enrichi. (a) $np = 4$, (b) $np = 16$ et (c) $np = 32$.

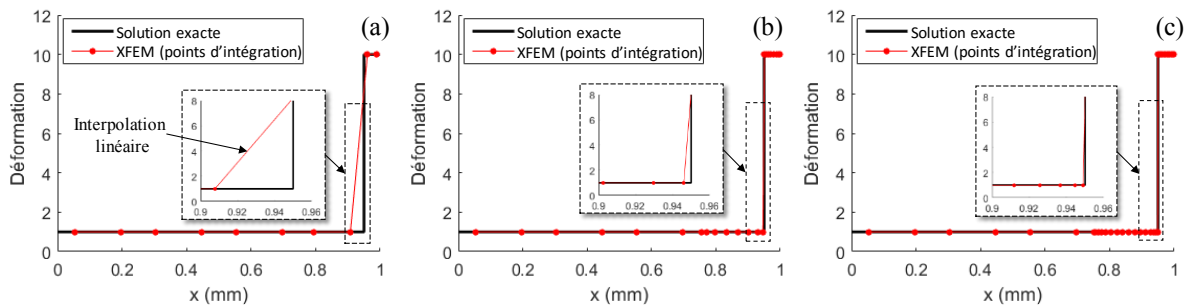


Figure II. 20. Effet du nombre de points de Gauss dans l'élément enrichi sur la déformation. (a) $np = 4$, (b) $np = 16$ et (c) $np = 32$.

Afin de générer un nombre élevé de points d'intégration dans le cas des éléments 2D, le procédé de partitionnement peut être poursuivi comme montré schématiquement dans la [Figure II. 21](#) et la règle d'intégration de Gauss peut être appliquée sur chaque subdivision. Dans les prochaines sections, une discussion sur l'effet du nombre de points d'intégration dans le cas des analyses transitoires sera menée.

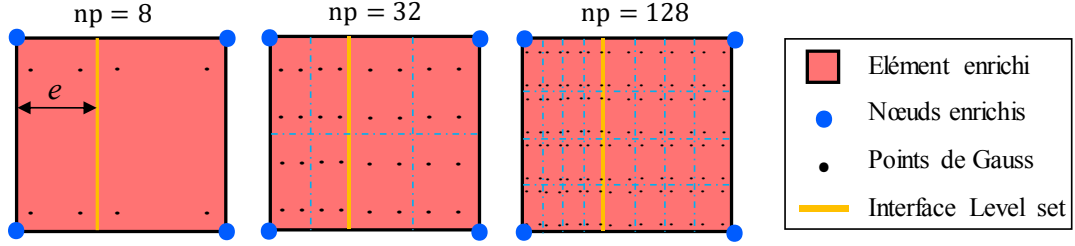


Figure II. 21. Intégration numérique avec un nombre plus élevé de points de Gauss.

1.5. Cas particulier des revêtements multicouches

La présence de plusieurs interfaces matérielles dans le même élément est la première difficulté pour la modélisation des revêtements multicouches. Cela nécessite une généralisation de l'approximation XFEM (II.31) avec une séparation des fonctions d'enrichissement pour chaque interface. Dans l'approximation enrichie, chaque interface a un enrichissement individuel. Les champs de déplacement et de température se présentent alors sous la forme généralisée suivante :

$$\begin{cases} \mathbf{u}^{\text{XFEM}}(\mathbf{x}) = \sum_{i \in n^{\text{mef}}} N_i(\mathbf{x}) \mathbf{u}_i + \sum_k^{N_{\text{int}}} \sum_{j \in n_k^{\text{enr}}} N_j(\mathbf{x}) \psi^k(\xi^k(\mathbf{x})) \mathbf{a}_j^k \\ \mathbf{T}^{\text{XFEM}}(\mathbf{x}) = \sum_{i \in n^{\text{mef}}} N_i(\mathbf{x}) \mathbf{T}_i + \sum_k^{N_{\text{int}}} \sum_{j \in n_k^{\text{enr}}} N_j(\mathbf{x}) \psi^k(\xi^k(\mathbf{x})) \mathbf{b}_j^k \end{cases} \quad (\text{II.43})$$

où N_{int} représente le nombre total d'interfaces. $\psi^k(\xi^k(\mathbf{x}))$ est la fonction d'enrichissement (II.34) construite via la fonction Level-set ξ^k de la k^{e} interface définie par la interface Γ^k . Dans l'équation ci-dessus, $\mathbf{a}_j^k$ et $\mathbf{b}_j^k$ sont respectivement les coefficients d'enrichissement mécaniques et thermiques. L'ensemble nodal n_k^{enr} contient tous les nœuds des éléments enrichis traversés par la k^{e} interface matérielle. Par exemple sur la Figure II. 22, l'interface Γ^1 traverse seulement l'élément 2 donc $n_1^{\text{enr}} = 4$ nœuds, tandis que l'interface Γ^2 traverse les deux éléments, dans ce cas $n_2^{\text{enr}} = 6$ nœuds. Ainsi, l'ensemble n_k^{enr} peut être défini comme suit :

$$n_k^{\text{enr}} = \{j \mid j \in \Omega, \omega_j \cap \Gamma^k \neq \emptyset\}, \quad (\text{II.44})$$

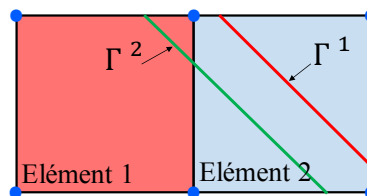


Figure II. 22. Maillage traversé par deux interfaces.

où ω_j est le support de la fonction de forme nodale N_j .

Lorsque $\Omega \subset R^D$ (D est la dimension du domaine), la fonction Level-set générale ξ^k prend la forme suivante :

$$\Gamma^k = \{\mathbf{x} \in R^D \mid \xi^k(\mathbf{x}) = 0\} \quad (\text{II.45})$$

où la fonction de distance signée généralisée $\xi^k(\mathbf{x})$ devient :

$$\xi^k(\mathbf{x}) = \min_{\mathbf{x}_\Gamma^k \in \Gamma^k} \|\mathbf{x} - \mathbf{x}_\Gamma^k\| \text{sign}(\mathbf{n} \cdot (\mathbf{x} - \mathbf{x}_\Gamma^k)) \quad (\text{II.46})$$

L'approximation enrichie (II.43) est utilisée pour traiter de multiples discontinuités présentes dans un seul élément, comme représenté schématiquement sur la [Figure II. 23](#), où chaque nœud i de l'élément contient trois inconnues ($\mathbf{u}_i$, $\mathbf{a}_i^1$ et $\mathbf{a}_i^2$).

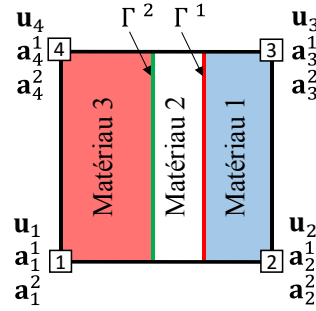


Figure II. 23. D.d.l supplémentaires pour un élément coupé par deux interfaces.

Pour la mise en œuvre de cette approximation généralisée, nous nous sommes volontairement limités dans un premier temps à deux interfaces dans le domaine d'un élément. Cela offre un compromis raisonnable pour étudier la pertinence de la solution en termes de maillage et de modélisation. Dans ce cas, les approximations des champs thermomécaniques deviennent une extension cohérente de l'équation (II.43) avec deux ensembles de degrés de liberté supplémentaires, à savoir $(\mathbf{a}_i^1, \mathbf{a}_i^2)$ pour les déplacements et (b_i^1, b_i^2) pour la température. Ils sont liés par deux fonctions d'enrichissement $\psi^1(\xi^1(\mathbf{x}))$ et $\psi^2(\xi^2(\mathbf{x}))$ pour chaque interface matérielle.

$$\begin{cases} \mathbf{u}^{\text{XFEM}}(\mathbf{x}) = \sum_{i \in n^{\text{mef}}} N_i(\mathbf{x}) \mathbf{u}_i + \sum_{j \in n_k^{\text{enr}}} N_j(\mathbf{x}) [\psi^1(\xi^1(\mathbf{x})) \mathbf{a}_j^1 + \psi^2(\xi^2(\mathbf{x})) \mathbf{a}_j^2] \\ \mathbf{T}^{\text{XFEM}}(\mathbf{x}) = \sum_{i \in n^{\text{mef}}} N_i(\mathbf{x}) \mathbf{T}_i + \sum_{j \in n_k^{\text{enr}}} N_j(\mathbf{x}) [\psi^1(\xi^1(\mathbf{x})) \mathbf{b}_j^1 + \psi^2(\xi^2(\mathbf{x})) \mathbf{b}_j^2] \end{cases} \quad (\text{II.47})$$

Dans la section précédente, lorsqu'un élément est traversé par une interface, la stratégie adoptée dans ce cas est la subdivision de l'élément en sous-éléments, qui sont compatibles avec la géométrie de l'interface. Si l'élément est traversé par plusieurs interfaces, il doit être divisé en

subdivisions compatibles avec la géométrie de toutes ces interfaces. La *Figure II. 24* illustre un exemple simple où l'élément est traversé par deux interfaces (c'est-à-dire que l'élément peut contenir jusqu'à trois matériaux différents).

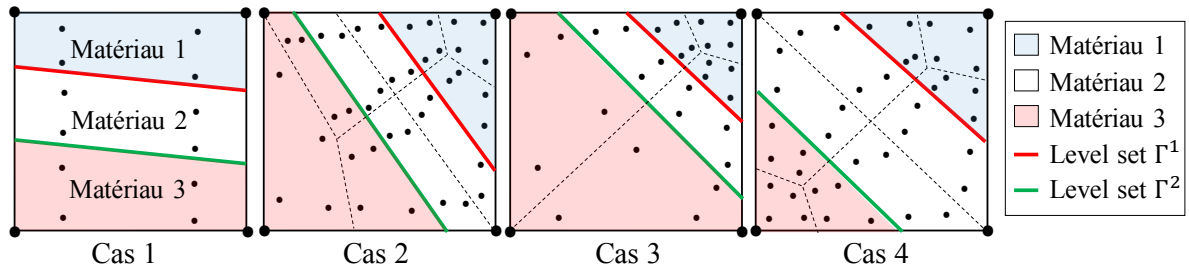


Figure II. 24. Cas de subdivision d'un élément traversé par deux discontinuités.

Dans le cas des structures revêtues, les interfaces Γ^1 et Γ^2 sont toujours parallèles et l'orientation de ces interfaces peut être arbitraire. Dans un élément quadrangulaire, quatre configurations de subdivision sont possibles. Chaque cas diffère de l'autre par la position des nœuds enrichis par rapport aux interfaces. La procédure de subdivision est différente pour chaque configuration. La *Figure II. 25* résume les étapes séquentielles de la procédure avec le processus complet de l'ajout des points d'intégration pour un élément quadrangulaire traversé par deux interfaces.

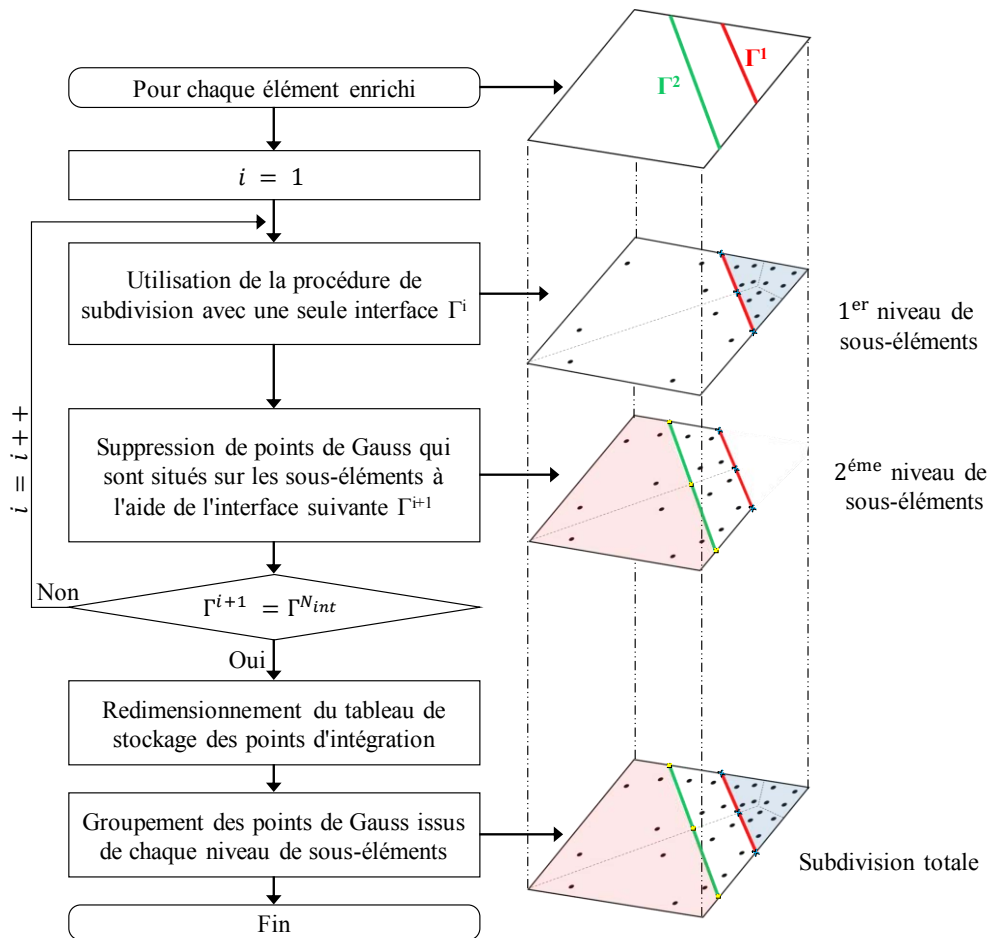


Figure II. 25. Les étapes séquentielles pour la procédure de multi-subdivision.

Les fonctions d'enrichissement XFEM correspondant au premier et au deuxième niveau d'enrichissement sont représentées sur la *Figure II. 26(a)* et *Figure II. 26(b)*, respectivement. L'algorithme d'évaluation des fonctions d'enrichissement à chaque niveau est similaire à celui donné par l'équation (II.34). L'enrichissement final pour l'élément quadrangulaire linéaire est illustré dans la *Figure II. 26(c)*. Il est construit par une superposition des fonctions d'enrichissement correspondantes à chaque niveau. La même approche peut être facilement étendue pour évaluer les fonctions d'enrichissement dans les éléments contenant plusieurs interfaces.

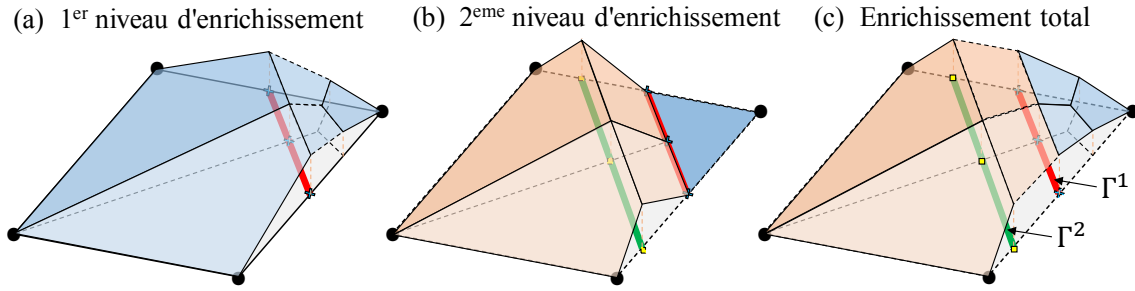


Figure II. 26. *Processus de création avec des fonctions d'enrichissement XFEM pour un élément quadrangulaire traversé par deux interfaces matérielles.*

Une fois que le positionnement des points d'intégration est effectué après la subdivision totale, les propriétés des matériaux associés à chaque point d'intégration sont affectées par la suite. En effet, grâce aux signes des valeurs données par chaque fonction Level-set (voir la *Figure II. 27*), il est possible d'associer les propriétés du matériau du sous-élément correspondant selon la condition suivante :

$$\begin{cases} \xi^1 < 0, & \xi^2 < 0 & \Rightarrow & \text{Matériau 1} \\ \xi^1 > 0, & \xi^2 < 0 & \Rightarrow & \text{Matériau 2} \\ \xi^1 > 0, & \xi^2 > 0 & \Rightarrow & \text{Matériau 3} \end{cases}$$

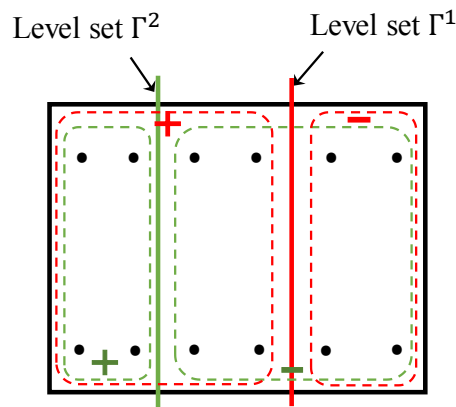


Figure II. 27. *Signes des valeurs données par chaque fonction Level-set dans un élément traversé par deux interfaces matérielles.*

2. Mise en œuvre du couplage XFEM-Level set pour la simulation des structures revêtues

2.1. Le schéma numérique

Dans ce paragraphe, l'objectif principal est d'appliquer le couplage XFEM/Level-set aux structures 2D revêtues soumises à un chargement thermomécanique donné. Un comportement élastique linéaire est supposé pour le substrat et le revêtement. Pour décrire le comportement thermomécanique, les équations d'équilibre mécanique et de la chaleur classiques doivent être résolues en utilisant la formulation éléments finis ci-dessous :

$$\begin{cases} \mathbf{K} \mathbf{U} = \mathbf{F} \\ \mathbf{C}_{th} \dot{\mathbf{T}} + \mathbf{K}_{th} \mathbf{T} = \mathbf{Q} \end{cases} \quad (\text{II.48})$$

avec $\mathbf{U}$ et $\mathbf{T}$ sont respectivement les inconnus en déplacement et en température qui contiennent les solutions pour les nœuds standards et enrichis. Il faut noter que la taille de ces vecteurs dépend du nombre des nœuds standards n^{fem} , enrichis n^{enr} et également du nombre des interfaces matérielles N^{int} traversant les éléments enrichis. Donc le nombre total des inconnues $N_{tot} = 2(n^{\text{fem}} + N^{\text{int}}n^{\text{enr}})$ pour le vecteur déplacement $\mathbf{U}$ et $N_{tot} = (n^{\text{fem}} + N^{\text{int}}n^{\text{enr}})$ pour le vecteur température $\mathbf{T}$. Par exemple pour le vecteur $\mathbf{U}$, les composants sont souvent organisés nœud par nœud en alternant les deux inconnues selon les directions x et y . Par la suite, les paramètres d'enrichissement sont rangés après les inconnues standards. Le vecteur des inconnues $\mathbf{U}$ peut s'écrire sous la forme suivante :

$$\mathbf{U} = [\underbrace{\mathbf{u}_{i \rightarrow n^{\text{mef}}}(x, y)}_{\text{inconnues standard}} \quad \underbrace{\mathbf{a}_{i \rightarrow n^{\text{enr}}}^1(x, y) \cdots \mathbf{a}_{i \rightarrow n^{\text{enr}}}^{N^{\text{int}}}(x, y)}_{\text{inconnues d'enrichissement}}]_{N_{tot} \times 1}^T \quad (\text{II.49})$$

avec :

$$\mathbf{u}_{i \rightarrow n^{\text{mef}}}(x, y) = [u_1(x) \quad u_1(y) \quad \cdots \quad u_{n^{\text{mef}}}(x) \quad u_{n^{\text{mef}}}(y)]$$

et

$$\mathbf{a}_{i \rightarrow n^{\text{enr}}}^1(x, y) = [a_1^1(x) \quad a_1^1(y) \quad \cdots \quad a_{n^{\text{enr}}}^1(x) \quad a_{n^{\text{enr}}}^1(y)]$$

$\mathbf{K}$, $\mathbf{K}_{th}$ et $\mathbf{C}_{th}$ sont respectivement les matrices de rigidité, de conductivité et de capacité définies comme suit :

$$\left. \begin{aligned} \mathbf{K} &= \int_{\Omega} \mathbf{B}^t \mathbf{D}_i \mathbf{B} \, d\Omega, \\ \mathbf{K}_{th} &= \lambda_i \int_{\Omega} \mathbf{B}_{th}^t \mathbf{B}_{th} \, d\Omega, \\ \mathbf{C}_{th} &= \rho_i c_{p_i} \int_{\Omega} \mathbf{N}^t \mathbf{N} \, d\Omega \end{aligned} \right\} \quad \text{pour } i = 1, 2, \dots, (N^{\text{int}} + 1) \quad (\text{II.50})$$

où $\mathbf{B}$ est la matrice contenant les dérivés des fonctions de forme $\mathbf{N}$. Pour un élément quadrangulaire, $\mathbf{B}$ est défini comme suit :

$$\mathbf{B} = \begin{cases} \mathbf{B}_{\text{mef}} & \text{pour les éléments standards} \\ \mathbf{B}_{\text{mef}}^t \mathbf{B}_{\text{enr}} & \text{pour les éléments enrichis} \end{cases} \quad (\text{II.51})$$

où $\mathbf{B}_{\text{mef}}$ et $\mathbf{B}_{\text{enr}}$ sont respectivement les parties standard et enrichie. Pour un nœud i elles s'écrivent comme suit :

$$\mathbf{B}_{\text{mef}_i} = \begin{bmatrix} N_{i,x} & 0 \\ 0 & N_{i,y} \\ N_{i,y} & N_{i,x} \end{bmatrix} \quad \text{et} \quad \mathbf{B}_{\text{enr}_i} = \begin{bmatrix} (N_i \psi(\mathbf{x}))_{,x} & 0 \\ 0 & (N_i \psi(\mathbf{x}))_{,y} \\ (N_i \psi(\mathbf{x}))_{,y} & (N_i \psi(\mathbf{x}))_{,x} \end{bmatrix} \quad (\text{II.52})$$

avec :

$$(N_i \psi(\mathbf{x}))_{,x} = \psi(\mathbf{x}) \frac{\partial N_i}{\partial x} + \frac{\partial \psi(\mathbf{x})}{\partial x} N_i \quad (\text{II.53})$$

Enfin, $\mathbf{F}$ et $\mathbf{Q}$ sont les chargements mécanique et thermique externes, et $\mathbf{D}_i$ est la matrice d'élasticité. Selon les cas de déformation plane ou de contrainte plane (équation (II.54)), la matrice $\mathbf{D}_i$ est calculée en fonction des propriétés mécaniques (module d'Young E_i et coefficient de Poisson ν_i) des matériaux pour chaque domaine i . Pour un élément enrichi, $N^{\text{int}+1}$ matériaux peuvent être présents dans cet élément. Par conséquent, chaque subdivision a des propriétés matérielles (mécaniques et thermiques) définies.

$$\begin{array}{cc} \text{Déformation plane} & , \quad \text{contrainte plane} \\ \mathbf{D}_i = \frac{E_i}{(1+\nu_i)(1-2\nu_i)} \begin{bmatrix} 1-\nu_i & \nu_i & 0 \\ \nu_i & 1-\nu_i & 0 \\ 0 & 0 & 0.5-\nu_i \end{bmatrix} & , \quad \mathbf{D}_i = \frac{E_i}{1-\nu_i^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu_i & 0 \\ \nu_i & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1-\nu_i/2 \end{bmatrix} \end{array} \quad (\text{II.54})$$

En utilisant un schéma d'Euler explicite, le système (II.48) devient :

$$\begin{cases} \mathbf{K} \mathbf{U}^{m+1} = \mathbf{F}^m \\ \frac{\mathbf{C}_{th}}{\Delta t} \mathbf{T}^{m+1} = \left(\frac{\mathbf{C}_{th}}{\Delta t} - \mathbf{K}_{th} \right) \mathbf{T}^m + \mathbf{Q}^m \end{cases} \quad (\text{II.55})$$

où Δt est le pas de temps, m l'incrément de temps.

Le problème thermoélastique se résume alors dans la formulation suivante :

$$\mathbf{KU} = \mathbf{F} + \mathbf{F}_{th} \quad (\text{II.56})$$

$\mathbf{F}_{th}$ est la force générée par la dilatation thermique,

$$\mathbf{F}_{th} = \int_V \mathbf{B} \boldsymbol{\sigma}_{th} dV \quad (\text{II.57})$$

où $\boldsymbol{\sigma}_{th}$ est la contrainte d'origine thermique supplémentaire du problème qui est ajoutée au chargement réel:

$$\boldsymbol{\sigma}_{th} = \frac{E_i \alpha_i}{1 - 2\nu_i} \Delta \mathbf{T} \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (\text{II.58})$$

α_i est le coefficient de dilatation thermique du domaine i . Il relie la variation du volume à l'élévation de la température.

Comme indiqué par Ifis et al. [2] dans leur utilisation de la méthode XFEM pour la modélisation transitoire des couches minces, pour assurer la stabilité du système dans un calcul explicite, la taille de l'élément de maillage Δx est liée à l'incrément de temps Δt et aux propriétés thermiques du matériau par la condition suivante :

$$\frac{1}{6} < \frac{\lambda}{\rho c_p} \frac{\Delta t}{\Delta x^2} < \frac{1}{2} \quad (\text{II.59})$$

où ρ est la densité, c_p la capacité thermique et λ est la conductivité. Ces propriétés thermiques sont ceux du matériau qui fournit le plus faible pas de temps Δt selon la condition (II.59). Une taille donnée d'éléments enrichis fournira automatiquement un pas de temps non prohibitif, quelle que soit la position de l'interface à l'intérieur de ces éléments. En outre, l'enrichissement est indépendant du temps, et donc il n'y a aucun risque de divergence de calcul.

Basé sur un code d'éléments finis standard, le couplage XFEM/Level-set a été développé et mis en œuvre sous le code Matlab. Des sous-routines ont été ajoutées pour traiter les éléments enrichis. L'implémentation algorithmique est résumée dans la *Figure II. 28*.

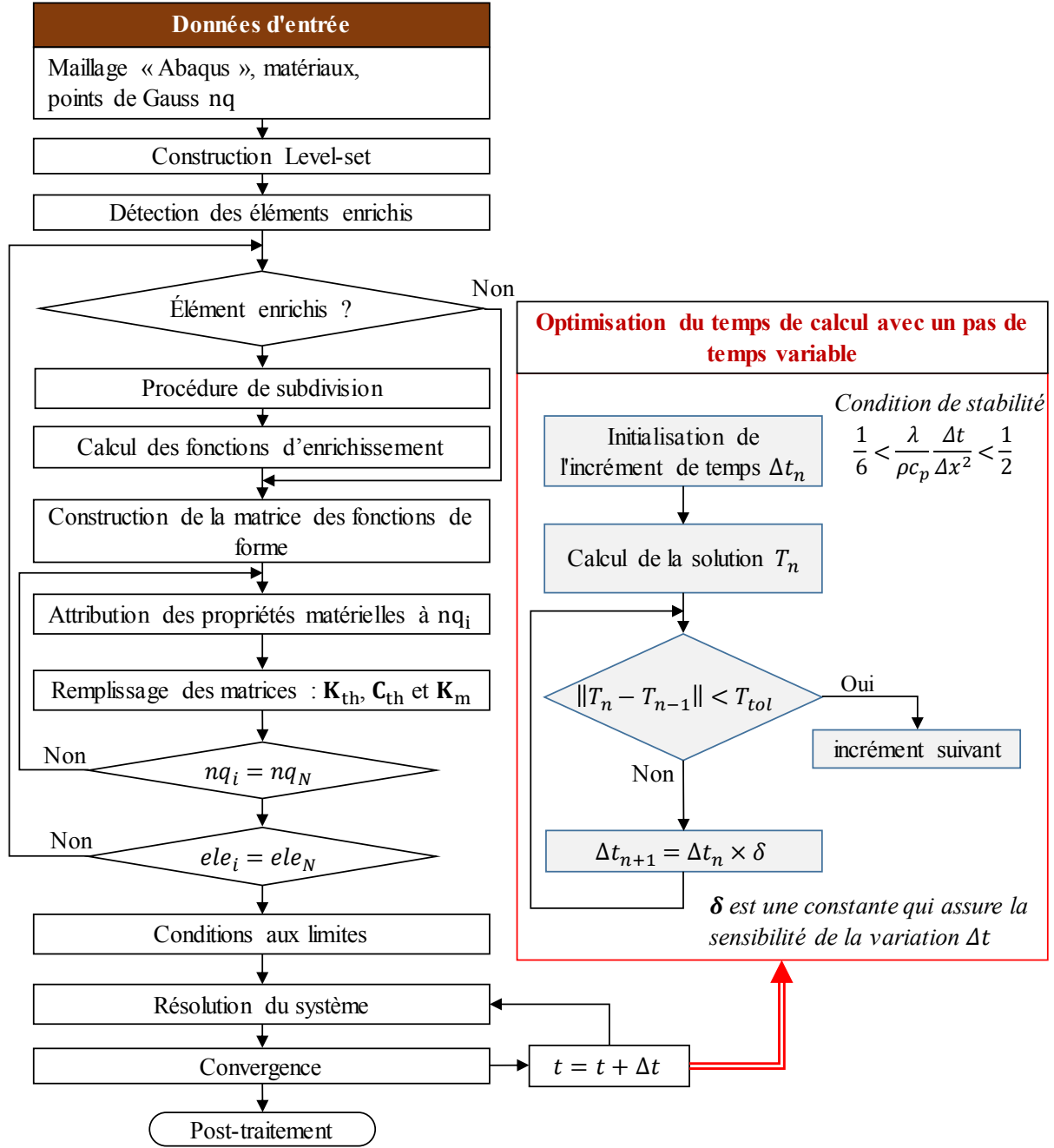


Figure II. 28. Mise en œuvre algorithmique du couplage XFEM/Level-set.

2.2. Etude de cas tests

2.2.1. Comparaison de l'approche proposée XFEM/Level-set avec d'autres méthodes

Avant de procéder à des simulations complexes, deux cas tests simples sont réalisés pour évaluer la précision de la méthode développée, en termes de variation d'épaisseur de revêtement et du rapport des propriétés thermiques revêtement/substrat. Les deux cas tests sont extraits du

travail de Du et al. [135]. Quatre méthodes sont comparées pour résoudre un problème stationnaire de transfert de chaleur :

- i) **la méthode des éléments frontières « BEM » [136]**. Bien qu'une équation intégrale puisse être considérée comme une solution exacte d'une équation différentielle partielle, la BEM tente d'utiliser les conditions aux limites données pour ajuster les valeurs limites dans l'équation intégrale, plutôt que des valeurs dans l'ensemble de l'espace défini par une équation aux dérivées partielles. Une fois cela fait, dans l'étape de post-traitement, l'équation intégrale peut alors être réutilisée directement pour calculer numériquement la solution à n'importe quel point désiré à l'intérieur du domaine de solution. La BEM est souvent plus efficace que la méthode EF, en termes de ressources informatiques pour des problèmes multi-échelles, [185]. En effet, contrairement à la MEF classique qui nécessite un maillage du domaine complet, la BEM nécessite seulement une discrétisation des surfaces externes et des interfaces entre les différents domaines. En conséquence, la taille des matrices dans la BEM sont beaucoup plus petites que dans la MEF. Gu et al. [177] ont montré qu'avec la BEM, le temps de calcul, pour résoudre un problème en élasticité linéaire d'une structure revêtue avec un revêtement multicouches, reste le même quelque soit l'épaisseur du revêtement.
- ii) **Extrapolation de la MAX-FEM initialement développée par Ifis et al. [2]** aux problèmes de revêtements [130,186]. Originellement développée pour les problèmes de joints minces, le principe de cette méthode consiste à enrichir les degrés de liberté supplémentaires $\mathbf{a}_k$ de la formulation XFEM par les informations provenant de la méthode des développements asymptotiques raccordés « MAE » [125] (voir la [Figure II. 29](#)). En thermoélasticité linéaire, le calcul de la solution complète revient à résoudre le problème EF avec des matrices corrigées. Nous rappelons que cette méthode était le point de départ de ces travaux de thèse. Elle a été abandonnée pour ces limitations (décrites dans le chapitre 1, section 6.2.3.2) par rapport aux problèmes des revêtements.

$$\begin{array}{ccc}
 \text{MAE} & & \text{X-FEM} \\
 \mathbf{u}(\mathbf{x}) = \mathbf{u}^0(\mathbf{x}) + \varepsilon \mathbf{u}^1(\mathbf{x}) & \quad \quad & \mathbf{u}(\mathbf{x}) = \sum_i^{n^{\text{mef}}} N_i(\mathbf{x}) \mathbf{u}_i + \sum_k^{n^{\text{enr}}} N_k(\mathbf{x}) \psi_k(\mathbf{x}) \mathbf{a}_k \\
 \underbrace{\hspace{1.5cm}}_{\text{Terme non perturbé}} & \quad \quad & \underbrace{\hspace{1.5cm}}_{\text{Terme perturbé}}
 \end{array}$$

Figure II. 29. Principe du couplage MAX-FEM.

- iii) **le couplage XFEM/Level-set présenté,**
- iv) **une simulation MEF classique,** prise comme solution de référence.

Dans le premier cas test, pour chaque simulation, l'épaisseur h du revêtement varie entre $1\mu\text{m}$ et $1000\mu\text{m}$. Les conditions aux limites et les propriétés thermiques sont présentées sur la [Figure II. 30](#). La température au point P_1 ($X_1 = 1\text{ mm}$, $X_2 = 6.41\text{ mm}$) est indiquée dans le [Tableau](#)

II. 1 pour différentes valeurs d'épaisseur de revêtement et pour chaque méthode. Dans le cas de la XFEM/Level-set, quatre points d'intégration sont considérés pour les éléments enrichis comme pour les éléments standards. Une étude détaillée de l'influence du nombre de points d'intégration sera menée dans le paragraphe 2.2.2.

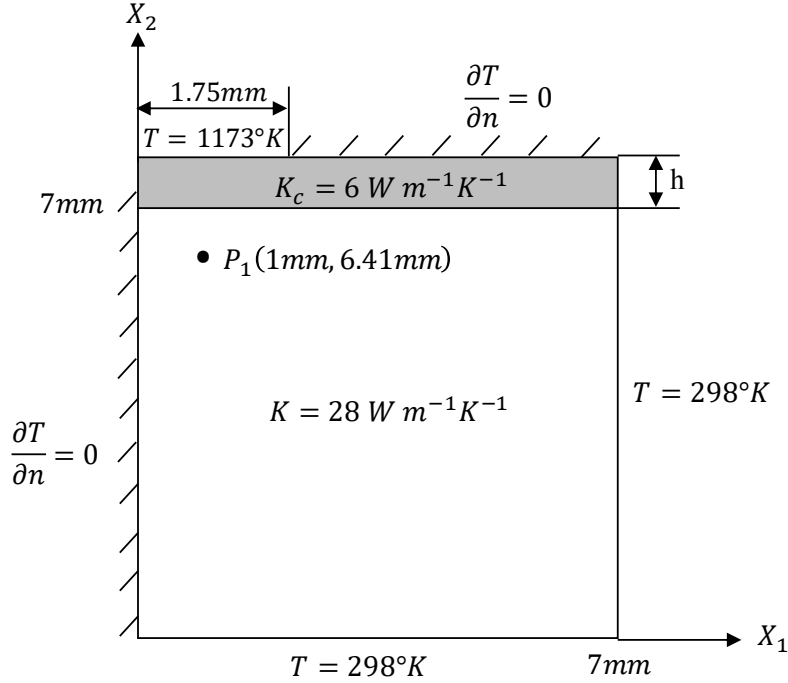


Figure II. 30. Premier cas test de transfert de chaleur 2D, [135].

Tableau II. 1. Comparaison des résultats des méthodes pour différentes épaisseurs de revêtement.

Epaisseur du revêtement (μm)	Température [K]			
	MEF	BEM [135]	MAX-FEM	XFEM
1	1015.1	1016.5	1016.4	1015.9
2	1013.9	1014.8	1015.0	1014.7
3	1012.7	1013.2	1013.6	1013.2
5	1010.3	1010.0	1010.8	1011.5
10	1004.6	1002.4	1003.9	1005.9
50	965.2	951.2	954.0	966.5
500	754.1	666.5	-	755.6
1000	834.2	547.0	-	835.6

Un maillage régulier carré (taille d'élément : $150\mu\text{m}$) est considéré pour la MAX-FEM et la XFEM/Level-set, tandis qu'un raffinement de maillage près et à l'intérieur du revêtement est appliqué pour la méthode EF (taille de l'élément minimale = $0.5\mu\text{m}$, maximale = $150\mu\text{m}$). Bien qu'il n'y ait pas de solution analytique exacte pour la comparaison, les résultats EF sont considérés comme une solution de référence.

D'après le Tableau II. 1 et la Figure II. 31, on peut noter que la MAX-FEM diverge lorsque l'épaisseur du revêtement dépasse $50\mu\text{m}$. Ceci s'explique par le fait que parmi les conditions

opérationnelles principales de la MAX-FEM, l'épaisseur relative du revêtement doit être très faible par rapport à la taille du substrat, [130]. Cependant, pour les résultats de la BEM, la méthode commence aussi à se détériorer lorsque l'épaisseur du revêtement dépasse 50 μ m (une conclusion partagée avec Du et al. [135]), alors que la XFEM/Level-set continue de fournir des résultats précis indépendamment de la taille de l'épaisseur du revêtement. La méthode XFEM/Level-set a montré une bonne stabilité quelle que soit la variation de l'épaisseur du revêtement.

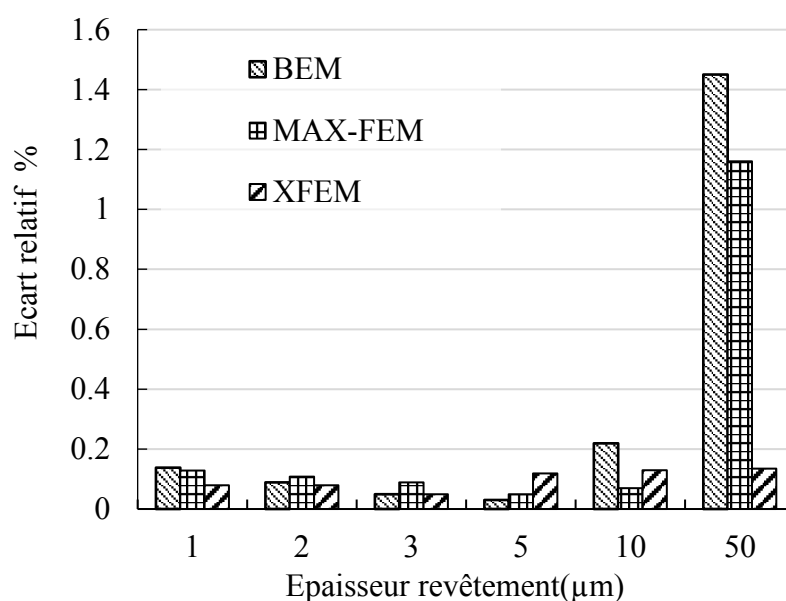


Figure II. 31. Comparaison de l'écart relatif de température avec la solution EF pour différentes épaisseurs de revêtement et différentes approches (BEM, MAX-FEM et XFEM/Level-set).

Cependant, pour le deuxième cas test, la XFEM/Level-set sera testée face à la variation des propriétés thermiques entre le substrat et le revêtement. L'analyse thermique est maintenant menée sur une géométrie d'outil de coupe utilisée en usinage en configuration de coupe orthogonale.

La [Figure II. 32](#) illustre le système revêtement/substrat avec les conditions aux limites appliquées. L'épaisseur du revêtement est fixée à 5 μ m. Les mêmes grilles de maillage sont considérées pour chaque méthode, identiques à celles du premier cas test. Les propriétés thermiques du substrat et des revêtements sont données dans le [Tableau II. 2](#).

Tableau II. 2. Propriétés thermiques du substrat et des matériaux de revêtement, [187].

	Conductivité thermique à 1200 K [$W/m/K$]
Carbure	46
TiC	43
TiN	27
Al ₂ O ₃	6

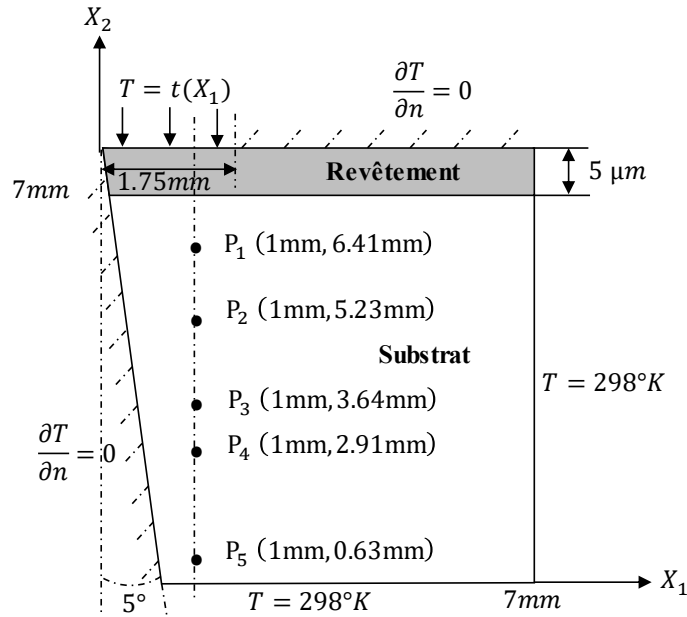


Figure II. 32. Conditions aux limites thermiques pour l'outil de coupe, [135].

La distribution de température imposée $T = t(X_1)$ est déterminée à partir de mesures expérimentales. Elle représente la répartition de la température le long de la longueur de contact outil/copeau. La stratégie de mesure avec tous les détails sont décrits dans le travail de Kato [188]. La répartition de la température calculée en cinq points différents dans la géométrie pour les différentes méthodes et les différents matériaux de revêtement est présentée dans le [Tableau II. 3](#).

Tableau II. 3. Distribution de la température de la structure pour différents revêtements issus des différentes méthodes.

Point	Température (K)							
	Al ₂ O ₃				TiN			
	BEM [135]	MAX-FEM	XFEM	MEF	BEM[135]	MAX-FEM	XFEM	MEF
P ₁	1029.5	1031.3	1031.9	1032.1	1044.2	1041.5	1041.1	1041.2
P ₂	800.4	805.6	804.9	805.4	810.9	812.8	812.2	812.6
P ₃	598.7	603.1	602.3	602.5	605.2	607.4	606.8	607.1
P ₄	527.5	531.1	530.6	530.7	523.6	534.5	534.1	534.2
P ₅	343.6	346.3	346.2	346.2	344.6	347.1	346.9	347.0

Point	Température (K)						
	TiC				Non-revêtu		
	BEM [135]	MAX-FEM	XFEM	MEF	BEM[135]	MEF	Données expérimentales [188]
P ₁	1045.9	1042.6	1042.1	1042.3	1046.1	1048.5	1049
P ₂	812.2	813.6	813.1	813.5	812.3	817.3	774
P ₃	606.1	607.9	607.5	607.7	606.2	609.8	612
P ₄	533.2	534.9	534.6	534.7	533.3	536.3	533
P ₅	344.8	347.1	347.1	347.1	344.8	347.3	406

Les deux méthodes MAX-FEM et XFEM/Level-set donnent la meilleure précision et présentent une bonne corrélation avec la méthode EF.

De plus, les simulations avec la XFEM/Level-set ont été effectuées en régime transitoire pour un temps de calcul CPU de 5 minutes pour atteindre le régime établi. La [Figure II. 33](#) montre l'évolution de la température aux points sélectionnés avec la XFEM/Level-set pour le revêtement Al_2O_3 .

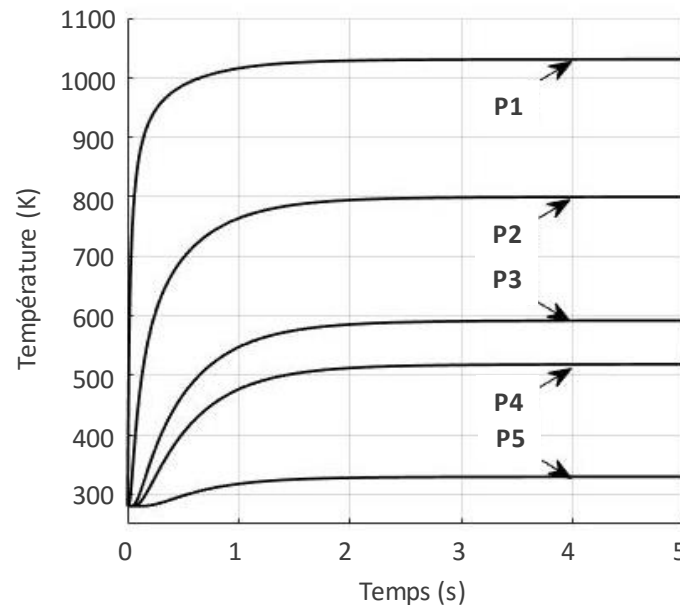


Figure II. 33. Evolution de la température pour le revêtement Al_2O_3 avec le XFEM/Level-set lors d'une analyse transitoire.

Il serait également possible d'effectuer une analyse transitoire avec la méthode MAX-FEM, mais cette dernière affiche l'une de ses limites majeures puisqu'il est nécessaire que les topologies en présence restent simples avec une épaisseur de revêtement constante. En outre, il n'y a pas d'application du régime transitoire pour les revêtements utilisant la méthode BEM dans la littérature. Ceci peut être dû à la complexité de mettre en œuvre cette méthode pour résoudre ce type de problème. De plus, pour une structure non revêtue, Honma et Tanaka [189] ont montré que les erreurs relatives des solutions BEM en régime transitoire dépendent de la taille de discrétisation et que plus la taille des éléments est petite, plus la précision est meilleure. Cela implique que les temps de calcul deviennent importants avec la précision. Tanaka et al. [190] partagent cette conclusion.

Cette section a été consacrée à une comparaison entre les méthodes MEF, BEM, MAX-FEM et la XFEM/Level-set pour résoudre le problème de transfert thermique. Il a été montré que la méthode XFEM/Level-set était efficace par rapport à d'autres formulations. En outre, les analyses transitoires peuvent être menées sans que les temps de calcul soient prohibitifs. La prochaine section comprendra des études numériques paramétriques pour illustrer les capacités de la méthode XFEM/Level-set.

2.2.2. Simulation du comportement des revêtements mono et multicouches.

Dans cette partie, une validation du modèle proposé est réalisée sur une structure complexe 2D revêtue avec une et deux couches minces.

2.2.2.1. Cas d'un revêtement monocouche

Les conditions aux limites mécaniques et thermiques appliquées sur la structure revêtue sont présentées dans la [Figure II. 34](#). La géométrie revêtue (voir la [Figure II. 34](#)) nécessite un traitement particulier au niveau du maillage avec la méthode MEF en raison de sa complexité géométrique (voir la [Figure II. 35\(a\)](#)).

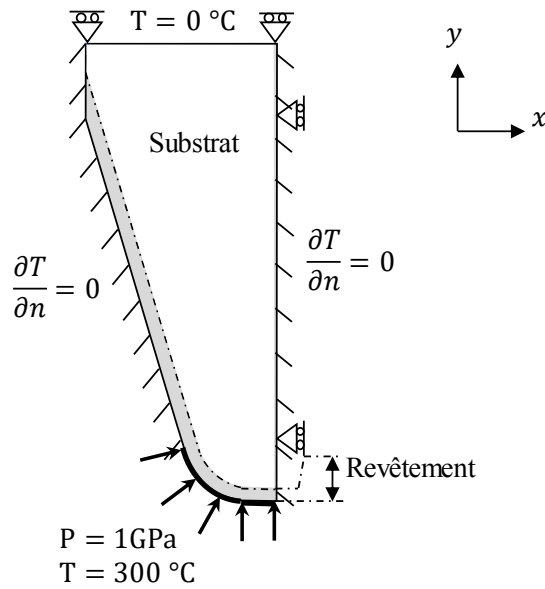


Figure II. 34. Géométrie revêtue sous chargement thermomécanique.

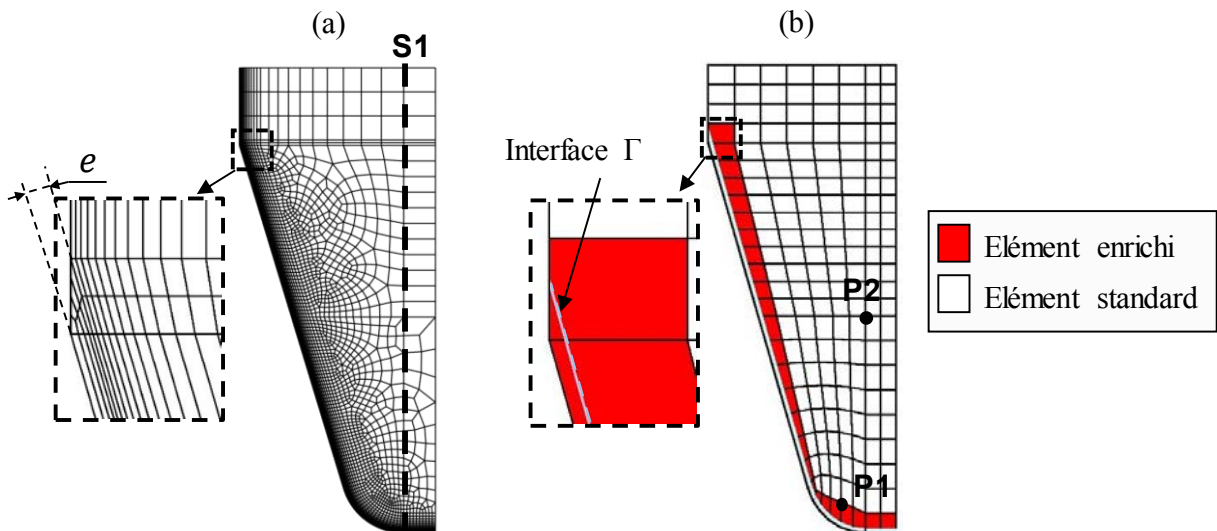


Figure II. 35. Structure du maillage pour les deux modèles : (a) MEF et (b) XFEM/Level-set.

Le nombre de degrés de liberté ainsi que la taille minimale du maillage sont donnés dans le [Tableau II. 4](#). La convergence du modèle XFEM/Level-set a été étudiée avec trois nombres différents de points de Gauss ($n_p = 8, 32$ et 128).

Tableau II. 4. Données du maillage pour les deux méthodes MEF et XFEM/Level-set

	MEF	XFEM/Level-set
Nombre de ddl	3666	214
$h_{\min}$ (mm)	$1.7e^{-3}$	0.075

Les résidus des variations de forces, de températures et de contraintes sont définis à chaque point de Gauss au début de l'incrément de temps afin d'atteindre une bonne convergence pendant l'intégration, et de définir l'incrément de temps Δt par rapport à la différence maximale admissible des quantités mentionnées. L'épaisseur du revêtement e est de $10\mu\text{m}$. Le [Tableau II. 5](#) donne les propriétés mécaniques et thermiques du substrat et du revêtement. Le système (II.55) qui représente le problème thermomécanique transitoire a été résolu à chaque incrément de temps. La [Figure II. 35](#) montre les différents maillages considérés pour les deux méthodes, la méthode MEF standard représentant toujours la solution de référence avec un raffinement de maillage près et à l'intérieur du revêtement.

Tableau II. 5. Propriétés matérielles du substrat et du revêtement, [98,191].

	Substrat	Revêtement	
	WC-Co	TiAlN	Al_2O_3
Densité ρ , [Kg/m^3]	$14.5e^3$	$7.4e^3$	$3.7e^6$
Module de Young E , [GPa]	560	600	415
Coefficient de Poisson ν	0.23	0.2	0.22
Conductivité λ , [$\text{W}/\text{m}/^\circ\text{C}$]	55	22	18
Chaleur spécifique C_p , [$\text{J}/\text{Kg}/^\circ\text{C}$]	295	480	342
Coeff dilatation thermique α , [$^\circ\text{C}^{-1}$]	$4.5e^{-6}$	$9.4e^{-6}$	$8.4e^{-6}$

L'une des principales raisons de cette application est d'estimer le temps de calcul XFEM/Level-set par rapport à la MEF classique. Cependant, pour honorer la condition de stabilité (II.59), l'incrément de temps initial Δt_0 est calculé pour chaque méthode. Par conséquent, le nombre d'itérations devient très important pour la MEF ce qui induit une augmentation significative du temps de calcul CPU. En outre, le stockage des résultats pour chaque itération nécessite une grande mémoire. Cependant, la précision attendue est le seul paramètre qui contrôle la taille du maillage XFEM/Level-set. Le nombre élevé de points d'intégration n'est exploité que pour les éléments enrichis, tandis que les éléments standards contiennent quatre points.

Étant donné que la plupart des outils de traitement ne sont pas capables de traiter les discontinuités des éléments internes (sous-éléments), des outils de post-traitement ont été développés sous le code Matlab, en particulier pour afficher les champs de contraintes et déformations dans les éléments enrichis. Il est possible d'extrapoler les contraintes calculées

dans les points de Gauss aux nœuds du maillage en calculant la moyenne des contraintes des éléments connectés aux nœuds. Cependant, si la contrainte la plus élevée apparaît dans un élément situé dans un coin, le pic n'est pas lissé car aucun élément n'est connecté au nœud. Zienkiewicz et Zhu [192] ont développé l'idée d'utiliser un patch local d'éléments à leurs points super-convergers⁸ pour obtenir un ensemble lisse de gradients nodaux (contraintes). Ces auteurs ont démontré qu'il est possible de générer des estimations de super-convergence pour les contraintes au nœud en employant un patch (comme illustré sur la [Figure II. 36](#)) des éléments entourant le nœud. Nous avons appliqué cette méthode de recouvrement de patch à la XFEM afin de générer les valeurs de contraintes aux nœuds du maillage.

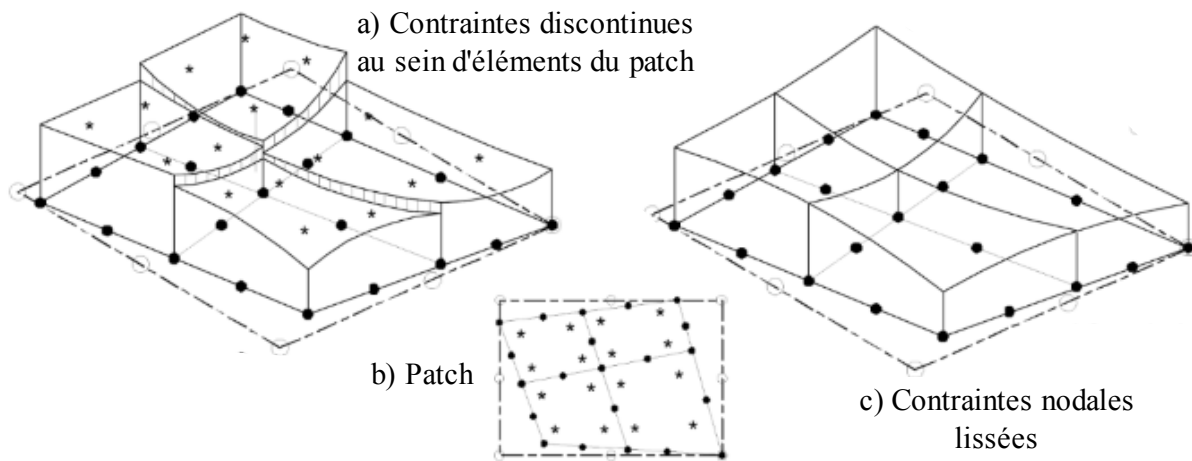


Figure II. 36. Lissage des valeurs des contraintes sur un nœud du Patch, [193].

Pour une comparaison quantitative, les résultats pour la distribution des champs de température et de contraintes pour les deux méthodes (MEF et XFEM/Level-set) sont présentés respectivement dans la [Figure II. 37](#) et la [Figure II. 38](#). Le champ de température dans la section S1 est présenté dans la [Figure II. 39](#) pour différents incréments de temps (0.05, 0.2 et 1s) et pour différents nombres de points Gauss dans les éléments enrichis.

Comme affiché dans tous les résultats évoqués, le couplage XFEM/Level-set montre une certaine efficacité pour effectuer une simulation transitoire précise tenant compte de la présence du revêtement dans la structure. Il fournit un outil intéressant pour prédire le comportement thermomécanique de la structure sans aucune contrainte de maillage. La différence dans les coefficients de dilatation thermique entre le substrat et le revêtement induit une concentration de contraintes dans la couche mince lorsque la température augmente, [Figure II. 38](#).

⁸ Les points super-convergers d'un élément sont les emplacements intérieurs spéciaux où les gradients dans l'élément sont les plus précis

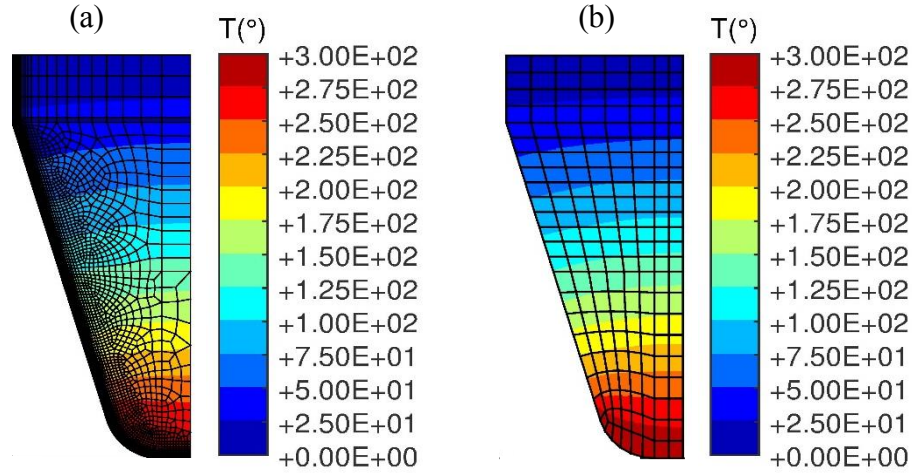


Figure II. 37. Répartition de la température en régime établi dans la structure : (a) MEF. (b) XFEM/Level-set.

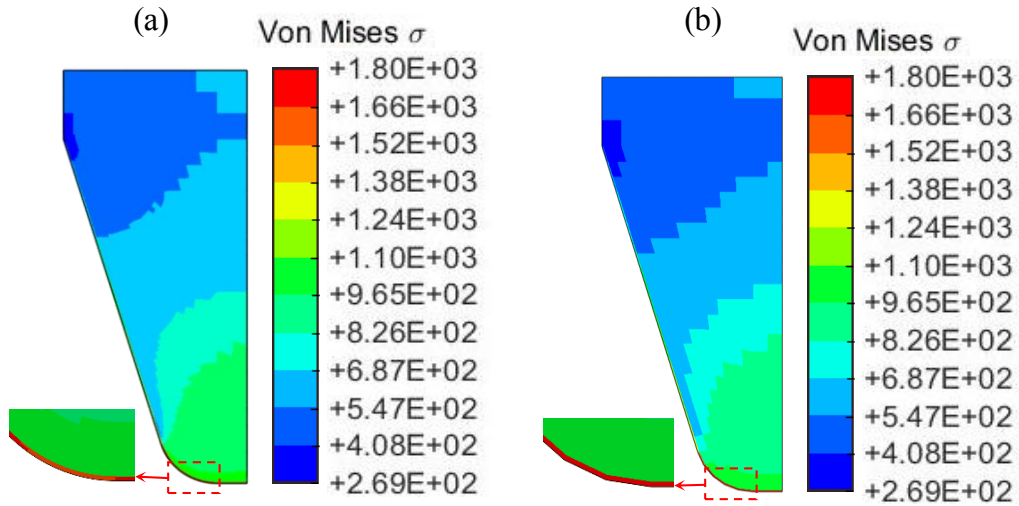


Figure II. 38. Distribution de la contrainte en régime établi récupérée à l'aide d'une technique de recouvrement de patch [192]: (a) MEF. (b) XFEM/Level-set.

Afin d'améliorer la précision de la méthode dans ces zones, une augmentation du nombre de points d'intégration dans les éléments enrichis est effectuée. Dans la [Figure II. 39](#), on note que l'écart entre la solution XFEM/Level-set et la solution EF est significatif en régime transitoire (à $t = 0.05s$ et $0.2s$). Cet écart tend à être minimisé lorsque la solution s'approche du régime établi (à $t = 1s$). Ceci est également visible dans la [Figure II. 40](#) qui montre l'évolution de la température dans le temps au nœud enrichi P1. Malgré cet écart, la solution XFEM/Level-set aux nœuds des éléments enrichis converge vers la solution de référence avec un nombre plus élevé de points de Gauss. En effet dans la [Figure II. 41](#) qui représente l'évolution de la déformation en fonction du temps aux niveaux des nœuds P1 et P2, la solution mécanique au nœud enrichi P1 est plus proche que le nœud standard P2 par rapport à la solution de référence.

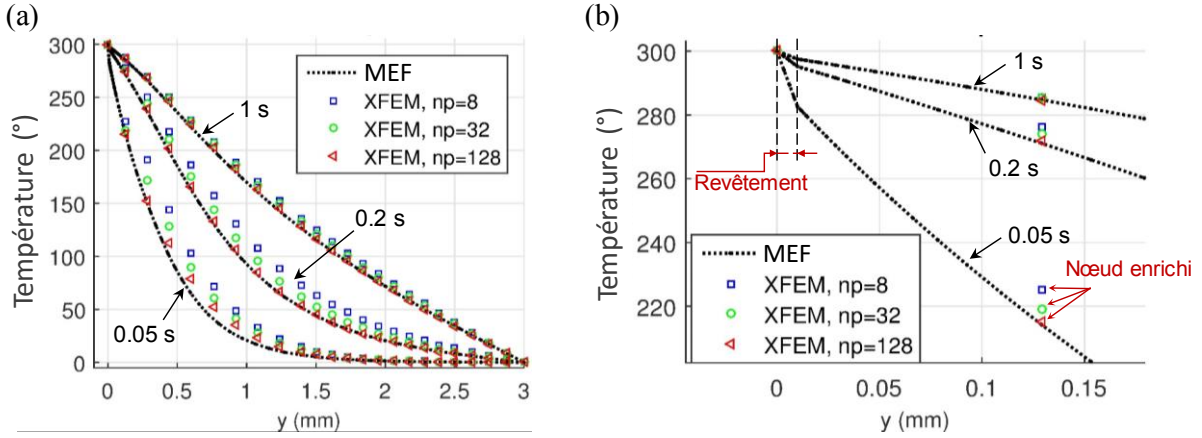


Figure II. 39. (a) Evolution de la température dans la section S1. (b) Zoom sur l'élément enrichi.

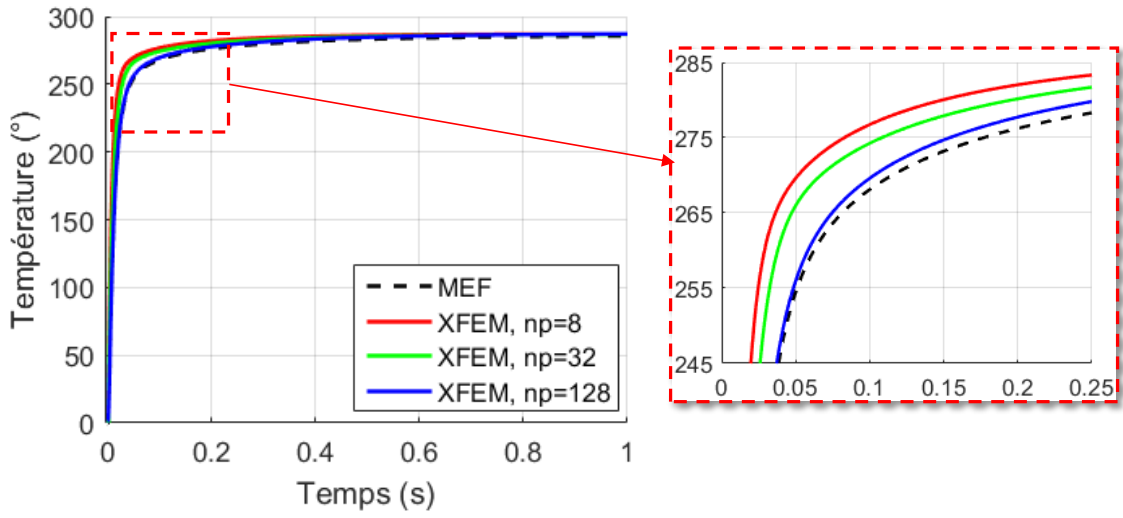


Figure II. 40. Évolution de la température au point P1.

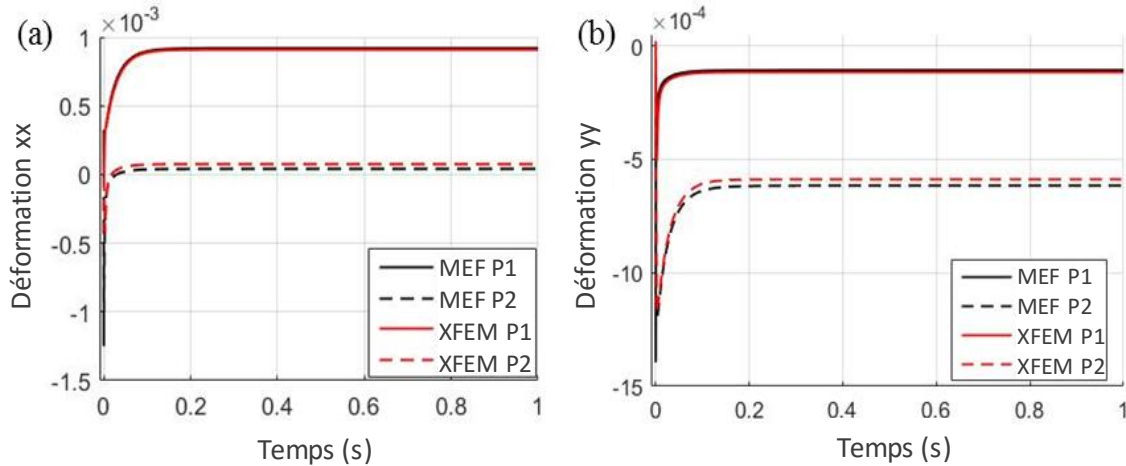


Figure II. 41. Évolution de la déformation aux points P1 et P2 ($np = 128$) : (a) Déformation suivant l'axe x , (b) Déformation suivant l'axe y .

Considérant la solution MEF comme référence, une étude de convergence a été réalisée en utilisant la norme L^2 (II.60) pour un certain incrément de temps. Afin de comparer la précision

de la solution XFEM/Level-set avec celle de la MEF, une stratégie d'interpolation linéaire a été utilisée. Pour assurer une interpolation précise, la taille de l'élément du maillage interpolé doit être inférieure à la plus petite taille du maillage MEF. Les résultats de convergence pour la température sont présentés dans la [Figure II. 42](#) en fonction du temps. Chaque courbe de la figure correspond à un nombre de points d'intégration différent.

$$erreur = \sqrt{\int_{\Omega} (u^{MEF} - u^{XFEM})^2 d\Omega} \quad (II.60)$$

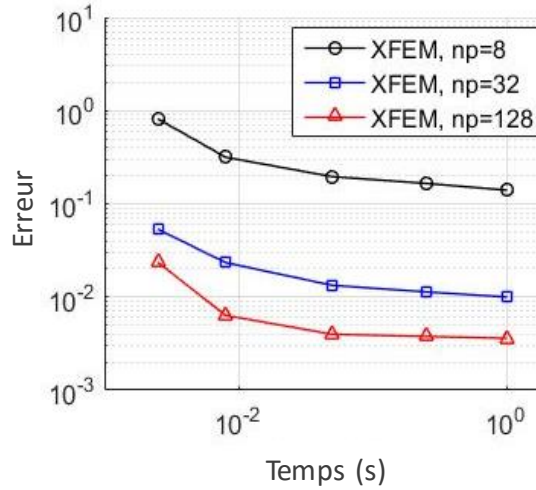


Figure II. 42. Erreur d'approximation du champ de température en fonction du temps.

Selon cette figure et à chaque instant, l'erreur entre les deux solutions devient plus petite lorsqu'un nombre plus élevé de points de Gauss est utilisé. L'augmentation du nombre de points de Gauss dans les éléments enrichis influence légèrement le temps de la simulation CPU total. En effet, pour huit points d'intégration, le temps de calcul CPU avec un incrément de temps variable est d'environ 31 secondes, alors qu'il passe seulement à 134 secondes lorsque 128 points sont utilisés. Cependant, l'écart entre la solution XFEM/Level-set et celle de la MEF diminue considérablement quand on passe de 8 à 128 points (voir le [Tableau II. 6](#)). Par contre, le raffinement du maillage à l'échelle du revêtement dans la méthode EF a une influence directe sur l'incrément du temps Δt et donc sur le temps de calcul CPU total.

Tableau II. 6. Calcul du temps de calcul et de l'approximation des erreurs pour différents cas de test.

	Δt	ddl	np	Δt_0	Temps CPU	erreur (à $t = 1s$)		
						T	u_x	u_y
MEF	constant	3666	4	$2e^{-8}$	40 h	-	-	-
	variable	-	-	-	23 min	-	-	-
XFEM	constant	214	8	$2.5e^{-3}$	6 min	-	-	-
	-	-	8	-	31 s	$1.4e^{-1}$	$7.2e^{-1}$	$1.8e^{-1}$
	variable	-	32	-	55 s	$1e^{-2}$	$6e^{-2}$	$1.5e^{-2}$
	-	-	128	-	134 s	$3.6e^{-3}$	$2.4e^{-2}$	$6.2e^{-3}$

2.2.2.2. Cas d'un revêtement double couche

La validation de l'implémentation numérique XFEM/Level-set avec la stratégie multi-Level-set se fait avec la même structure et les conditions aux limites de l'application précédente. Cette fois-ci, la structure contient deux interfaces entre trois phases élastiques homogènes (WC-Co, TiAlN et Al₂O₃). Cette configuration peut être trouvée dans les applications d'usinage où les outils de coupe utilisés sont composés de carbure de tungstène (substrat) et de différentes couches de revêtement (TiN, TiAlN, TiCN, etc.). Les propriétés thermiques et mécaniques sont données dans le [Tableau II. 5](#). Les deux couches de revêtement (TiAlN et Al₂O₃) se caractérisent par leurs épaisseurs respectives $e_1 = 10 \mu\text{m}$ et $e_2 = 20 \mu\text{m}$. Deux fonctions Level-set $\zeta^1(x)$ et $\zeta^2(x)$ sont définies de la même manière que précédemment et associées respectivement aux deux interfaces matérielles Γ^1 et Γ^2 . Le niveau de discrétisation pour la XFEM reste inchangé, tandis que le maillage dans la MEF est adapté pour considérer la deuxième couche de revêtement ([Tableau II. 7](#)). Par conséquent, le nombre de degrés de liberté a augmenté. Cependant, la représentation implicite des interfaces donnée par les fonctions Level-set simplifie la recherche de l'intersection de ces interfaces avec les éléments du maillage pour l'approche XFEM ([Figure II. 43](#)). Les simulations XFEM/Level-set ont été réalisées avec 192 points d'intégration dans les éléments enrichis. Un incrément de temps Δt variable a été considéré dans cette application.

Tableau II. 7. Données du maillage pour les deux méthodes EF et XFEM/Level-set.

	MEF	XFEM/Level-set
Nombre de ddl	4156	214
$h_{\min}$	$1.7e^{-3}$	0.075

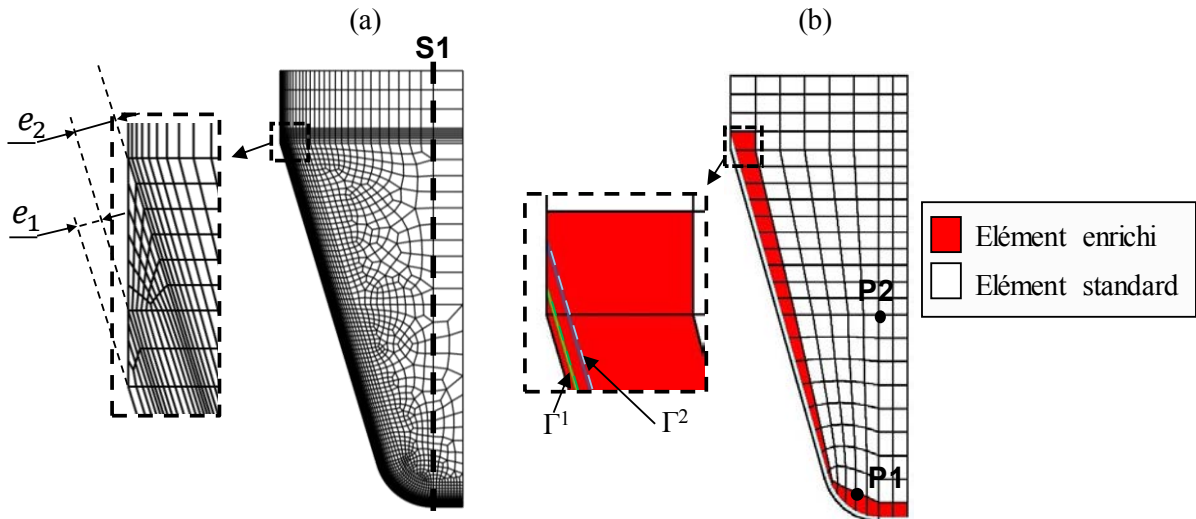


Figure II. 43. Structure de maillage pour les deux modèles : (a) MEF, (b) XFEM/Level-set.

La [Figure II. 44](#) représente la distribution de contraintes dans la structure issue des deux méthodes EF et XFEM/Level-set. Pour une comparaison quantitative entre ces méthodes, on peut remarquer que la solution XFEM/Level-set rejoint la solution EF avec une bonne précision.

On peut voir ici l'avantage de la technique multi-Level-set, dont la simplicité et l'efficacité ne peuvent être obtenues avec une méthode classique.

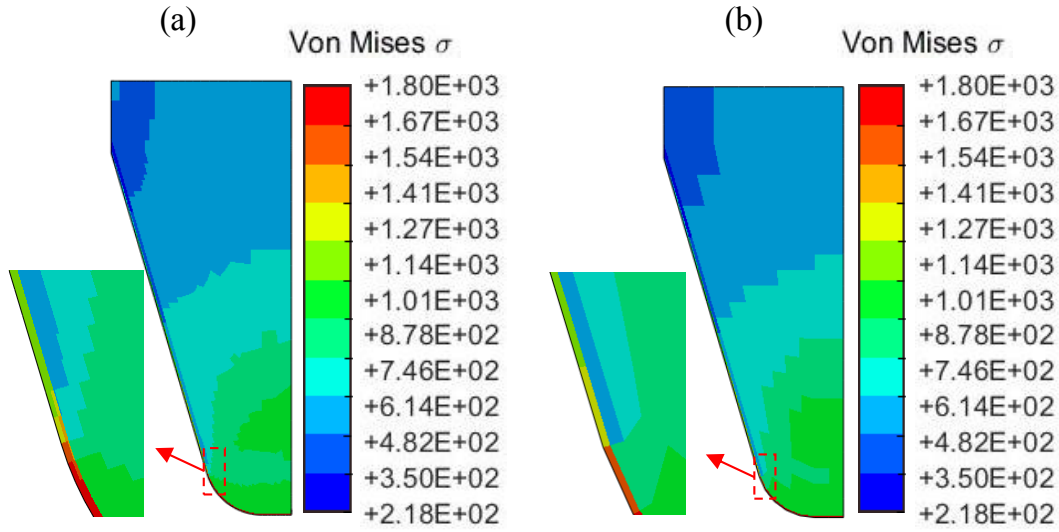


Figure II. 44. Distribution de la contrainte en régime établi: (a) MEF. (b) XFEM/Level-set.

Un autre élément de comparaison porte sur l'évolution de la température dans la section S1 (*Figure II. 43(a)*) reportée dans la *Figure II. 45* avec les mêmes incréments de temps que dans l'application de revêtement monocouche. La solution donnée par la XFEM/Level-set garde toujours sa précision au cours du temps malgré la présence de deux interfaces dans le même élément. En outre, le temps de calcul CPU total pour la XFEM/Level-set n'a pas été grandement affecté par l'augmentation du nombre de points de Gauss. Il reste très proche de celui obtenu dans l'application précédente. Les résultats de convergence et les temps de calcul sont donnés dans le *Tableau II. 8*.

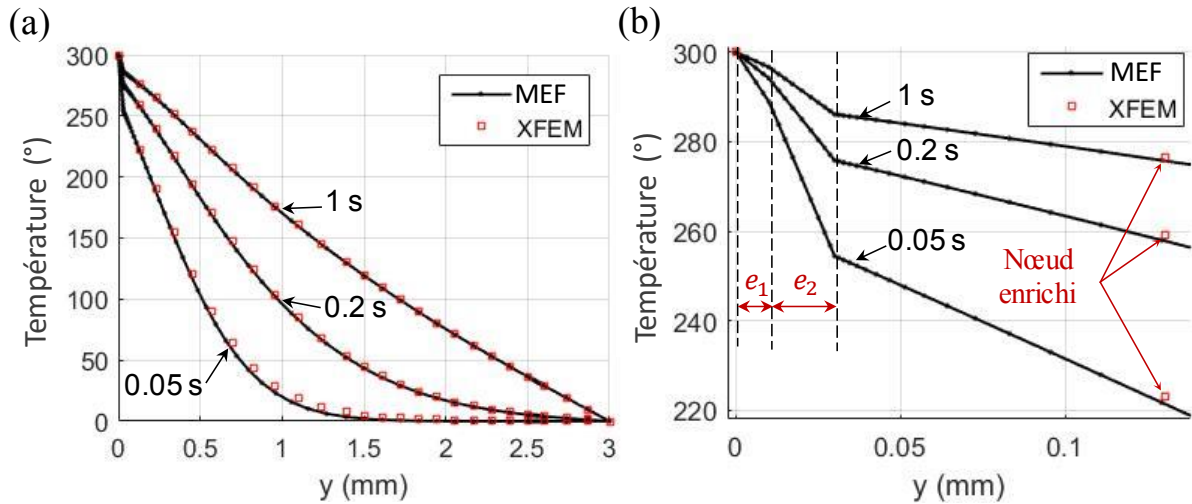


Figure II. 45. (a) Evolution de la température à la section S1 ($np = 192$). (b) Zoom sur l'élément enrichi.

Tableau II. 8. Calcul du temps et de l'estimation des erreurs pour différents cas de test.

	ddl	np	Δt_0	Temps CPU	erreur à ($t = 1s$)		
					T	u_x	u_y
MEF	4156	4	$2e^{-8}$	27 min	-	-	-
XFEM	214	192	$2.5e^{-3}$	3 min	$3.9e^{-3}$	$2.8e^{-2}$	$6.3e^{-3}$

Malgré les faibles épaisseurs des revêtements par rapport à la taille globale de la structure, on peut noter que les solutions proposées pour une ou deux couches sont différentes. Dans la [Figure II. 46](#), la répartition de la température est tracée pour la structure revêtue avec des revêtements mono et multicouches à différents instants. L'écart entre les deux solutions peut être observé. Le choix des matériaux et des caractéristiques géométriques des revêtements peut changer considérablement le comportement global de la structure.

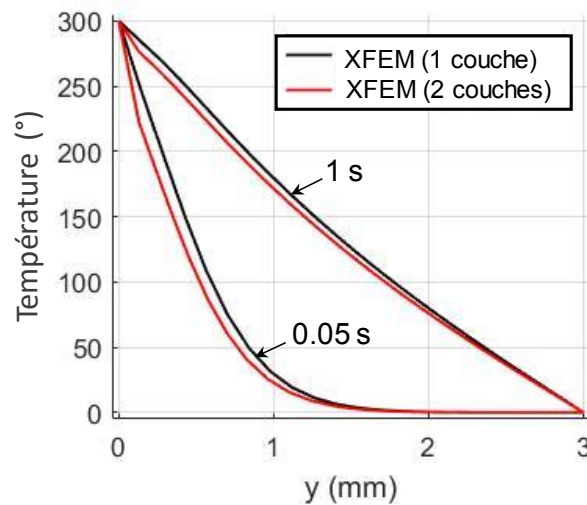


Figure II. 46. Distribution de la température dans la structure revêtue avec mono et double couche de revêtement à $t = 0.05 s$ et $t = 1s$ dans la section $S1$.

3. Conclusion

Dans ce chapitre, la formulation et la mise en œuvre de la méthode d'éléments finis étendus couplée avec une ou plusieurs fonctions Level-set ont été réalisées. Ce modèle a été utilisé pour simuler le comportement thermomécanique transitoire en 2D des structures revêtues avec des revêtements mono et multicouches. Le développement du modèle proposé avec des outils de post-traitement pour l'affichage des champs gradients dans les éléments enrichis a été effectué sur le code Matlab.

Le choix de l'utilisation du couplage XFEM/Level-set pour des problèmes de revêtement a été motivé par la capacité de la méthode à utiliser un maillage fixe, ce qui peut être très utile dans les cas d'étude paramétriques pour prédire le comportement global de la structure pour un chargement donné. L'étude paramétrique permet de choisir les meilleurs paramètres géométriques, les matériaux et les épaisseurs appropriées de revêtements pour une application

donnée. Les résultats obtenus avec la méthode développée montrent sa bonne précision par rapport à d'autres méthodes telles que la MAX-FEM, la BEM et la MEF qui nécessitent un raffinement de maillage. En outre, la méthode met en évidence plusieurs avantages tels que la réduction du temps de calcul CPU, et les fonctions d'enrichissement qui assurent la continuité des champs de déplacement et de température aux interfaces matérielles. La technique implicite de la fonction Level-set facilite la représentation des interfaces entre les couches de revêtement et le substrat indépendamment du maillage. Les études de convergence montrent que l'augmentation du nombre de points d'intégration dans les éléments enrichis réduit l'erreur relative par rapport à la MEF, sans influence significative sur le temps de calcul CPU.

Pour le contexte industriel et à ce stade de développement, le modèle proposé peut se présenter comme un outil optimal et efficace pour aider à choisir un revêtement. Il permet de prédire la distribution des champs mécaniques et thermiques dans les pièces revêtues mono et multicouches d'une manière simple et sans aucun recours à un maillage spécifique.

Chapitre 3 : Simulation numérique multi-étapes de l'usinage des alliages métalliques avec des outils revêtus : Modélisation et validation expérimentale

Introduction

Lors d'une opération d'usinage, les contraintes mécaniques à l'interface outil/pièce et outil/copeau peuvent être sévères, ce qui peut entraîner une usure excessive de l'outil. Il est donc pertinent de simuler le processus de coupe pour identifier les paramètres clés du procédé d'usinage au niveau du contact (pression, vitesse de glissement, température, etc.). Cela permet d'obtenir les conditions de chargement thermomécanique pour une géométrie d'outil et un revêtement donnés.

Dans cette perspective, l'objectif de ce chapitre est de présenter une stratégie de modélisation en utilisant la formulation Arbitraire-Lagrangien-Eulerien (ALE) pour simuler la formation de copeaux et obtenir le chargement thermomécanique à l'interface indispensable à l'application du modèle XFEM/Level-set proposé dans le chapitre 2. Dans ce chapitre, on s'intéressera à l'obtention des paramètres de contact (coefficient de frottement local μ_{loc} et conductance thermique de contact h) par une identification inverse. Cependant, la mise en place d'une méthodologie d'identification inverse est très coûteuse en termes de temps de calcul quand un modèle éléments finis est utilisé. Pour cela, une approche de modélisation multi-étapes est adoptée en exploitant le couplage XFEM/Level-set pour la représentation des couches de revêtement.

La première partie de ce chapitre présentera le principe de l'approche de modélisation multi-étapes. Le modèle EF-ALE est utilisé pour simuler la coupe orthogonale et extraire le chargement thermique et mécanique à l'interface outil/pièce. La deuxième partie de ce chapitre est consacrée à la mise en œuvre et à la réalisation d'essais d'usinage à sec de l'acier 42CrMo4 en configuration de coupe orthogonale. Une étude expérimentale de l'effet des revêtements sur les efforts de coupe, la température et la morphologie des copeaux en fonction de différentes conditions de coupe a également été menée. Une discussion sur la validation et les résultats de l'approche proposée est ensuite présentée.

1. Approche de simulation multi-étapes de l'usinage des alliages métalliques

1.1. Principe

L'objectif de la modélisation numérique multi-étapes de l'usinage est d'obtenir les grandeurs physiques principales en un temps de calcul raisonnable avec une précision acceptable. Afin d'analyser le processus de formation du copeau dans une configuration de coupe orthogonale, la méthode EF a largement été utilisée ces dernières années [4,27,194]. Ceci est dû au fait qu'elle permet de traiter le problème d'enlèvement de matière avec le moins d'hypothèses simplificatrices. Cependant, comme cela a été confirmé dans le premier chapitre, l'un des principaux inconvénients de la MEF est le temps de calcul CPU élevé nécessaire pour obtenir le régime stabilisé, en particulier pour les champs thermiques et mécaniques du système outil/copeau/pièce. En fait, la simulation du processus de coupe, pour un temps d'usinage de seulement quelques millisecondes, nécessite parfois plusieurs heures voire plusieurs jours en temps de calcul. Il est donc impossible d'effectuer des simulations pour des longues durées de temps d'usinage réel (20 min à 1 h) avec la méthode EF.

La première étape de cette approche consiste à effectuer une analyse thermomécanique de l'usinage en configuration de coupe orthogonale. Après l'obtention du régime établi pour les efforts de coupe et pour la température à l'interface de contact outil/pièce, la deuxième étape a pour objectif d'estimer toutes les composantes des champs mécaniques (pression, efforts de coupe, contraintes) et thermiques (flux, température) aux interfaces outil/copeau et outil/pièce. La géométrie de l'outil de coupe est remaillée et les conditions aux limites issues de la première étape sont appliquées. Le chargement est appliqué sur les nœuds de l'interface de l'outil du nouveau maillage par une interpolation linéaire.

Pour une analyse thermique en régime transitoire, la présence des revêtements avec leurs faibles épaisseurs entraîne une augmentation significative du temps de calcul CPU avec la MEF. De plus, un raffinement de maillage prêt et à l'intérieur du revêtement doit être effectué afin d'assurer la continuité du champ thermique à l'interface entre le revêtement et le substrat, [47]. La dernière étape consiste à effectuer une analyse thermique transitoire en utilisant la méthode XFEM couplée avec la fonction Level-set en résolvant le problème (III.61) : cela revient à déterminer le champs de température dans tous le domaine de l'outil selon l'approximation XFEM (III.62) décrite au chapitre 2. Avec ce couplage XFEM/Level-set, la simulation du comportement revêtements/substrat est réalisée pour de longues durées correspondant à l'usinage réel sans aucun recours à un maillage spécifique. Ceci constitue la dernière étape de l'approche multi-étapes. La *Figure III.1* illustre le principe de cette approche.

$$\begin{cases} \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} - \text{div}(\lambda \nabla T) = 0 & \text{dans } \Omega \times]0, t[\\ T(\mathbf{x}, 0) = T_\infty & \forall \mathbf{x} \in \Omega \\ T = T_{imp} & \text{à l'interface outil} \end{cases} \quad (\text{III.61})$$

$$T(\mathbf{x}) = \sum_i^{n^{mef}} N_i(\mathbf{x}) T_i + \sum_k^{n^{enr}} N_k(\mathbf{x}) \psi_k(\mathbf{x}) b_k \quad (\text{III.62})$$

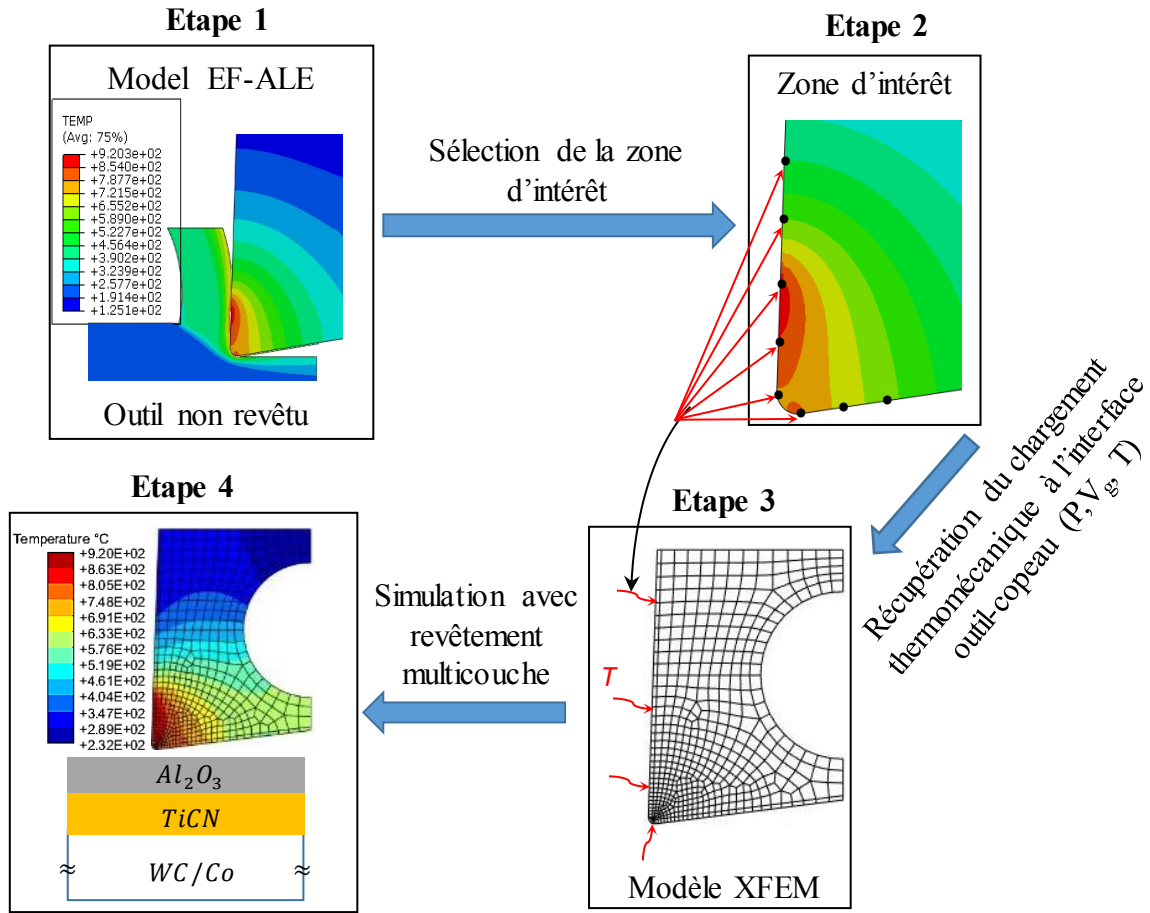


Figure III.1. Schématisation des différentes étapes de l'approche de modélisation « multi-étapes ».

1.2. Simulation ALE de l'usinage

Dans le cadre de la formulation ALE, le mouvement du maillage n'est contraint au mouvement de la matière qu'en cas de nécessité (frontières libres). Si non, les mouvements de la matière et du maillage sont indépendants ce qui évite tout problème de distorsion d'éléments lors des grandes déformations de la matière. Cette formulation assure un meilleur contact au niveau des interfaces, elle est alors bien adaptée pour la simulation des procédés d'usinage ou tout autre procédé impliquant des grandes déformations, [8]. De plus, les problèmes de distorsions sévères du maillage sont évités même avec des grands coefficients de frottement contrairement à l'approche Lagrangienne pure. La *Figure III.2* illustre la géométrie de la pièce et celle de l'outil avec les conditions aux limites sur le maillage pour la simulation ALE. Cette simulation a été réalisée avec le code commercial Abaqus/Explicit [30] pour simuler le comportement thermomécanique du procédé d'usinage en configuration de coupe orthogonale 2D.

Pour les calculs de transfert de la chaleur, les hypothèses suivantes sont faites :

- i) les points suffisamment éloignés de la zone de coupe restent à la température ambiante ($T_{\infty} = 20^{\circ}\text{C}$).
- ii) le copeau et l'outil perdent de la chaleur en raison de la convection thermique ($h_{\infty} = 20 \text{ W/m}^2/^{\circ}\text{C}$) sur les surfaces libres et sur la pièce à usiner.
- iii) la perte de chaleur due au rayonnement est très faible et peut donc être négligée.

Les conditions aux limites thermiques du système peuvent être définies comme suit :

$$\left\{ \begin{array}{ll} T = T_{\infty} & \text{sur l'ensemble (à } t = 0) \\ -\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = h(T_{\text{outil}} - T_{\text{pièce}}) & \text{sur } S_C \\ -\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = h_{\infty}(T - T_{\infty}) & \text{sur } S_H \\ -\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = 0 & \text{sur } S_T \end{array} \right. \quad (\text{III.63})$$

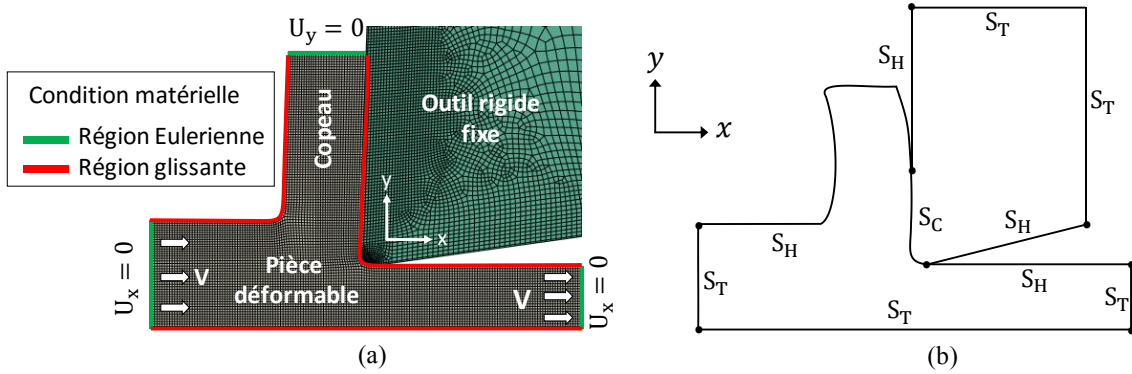


Figure III.2. (a) Illustration 2D du modèle EF-ALE de la coupe orthogonale, (b) conditions aux limites thermiques.

Pour décrire le comportement du matériau usiné (acier 42CrMo4), la loi de comportement thermo-viscoplastique de Johnson-Cook a été adoptée. Cette dernière tient compte de la sensibilité à l'écroutissage via le paramètre n . La contrainte d'écoulement est alors donnée par la relation suivante :

$$\sigma_{eq} = \left[A + B \bar{\epsilon}^n \right] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_f - T_0} \right)^m \right] \quad (\text{III.64})$$

La sensibilité à la vitesse de déformation et l'adoucissement thermique du matériau sont caractérisés par les paramètres C et m . A et B sont des paramètres du matériau. $\bar{\epsilon}$ est la déformation plastique équivalente, $\dot{\bar{\epsilon}}$ et $\dot{\bar{\epsilon}}_0$ représentent respectivement la vitesse de déformation plastique équivalente et celle de référence, T_f et T_0 correspondent respectivement aux températures de fusion et de référence.

Dans le contact entre l'outil et la pièce, le coefficient de frottement apparent peut être calculé en fonction de l'angle de coupe γ , l'effort de coupe F_c et d'avance F_f . Selon le modèle de Merchant [18], le coefficient de frottement apparent peut être obtenu comme suit :

$$\mu_{app} = \frac{F_c \tan(\gamma) + F_f}{F_c - F_f \tan(\gamma)} \quad (\text{III.65})$$

Le coefficient de frottement local μ_{loc} (dans la zone glissante du contact à l'interface outil/copeau) est modélisé avec le modèle de Coulomb modifié avec limitation de la contrainte de glissement. Il s'écrit alors :

$$\tau_f = \min(\bar{\tau}, \mu_{loc} \sigma_n) \quad (\text{III.66})$$

où $\bar{\tau}$ est la contrainte limite de glissement, estimée par $\sigma_{eq}/\sqrt{3}$. La condition du contact glissant $\tau_f = \mu_{loc} \sigma_n$ est appliquée à l'interface outil/copeau. σ_n est la contrainte normale de contact. La chaleur générée par frottement a été prise en compte dans ce modèle.

Dans le logiciel Abaqus, deux options sont proposées pour modéliser le problème de contact : la cinématique et les algorithmes de pénalités. Les tests numériques effectués avec la loi de frottement de Coulomb ont montré des variations significatives dans les résultats selon le choix de l'algorithme de contact. Les résultats obtenus avec la formulation cinématique présentent certaines incohérences. Par exemple, lorsque le glissement a eu lieu, le rapport τ_f/σ_n s'est révélé différent du coefficient de frottement local μ_{loc} . Par conséquent, les calculs ont été effectués en utilisant la méthode de pénalité (et surface/surface) qui fournit des résultats cohérents. Les mêmes remarques ont été observées par Molinari et al. [195].

Les paramètres de la loi Johnson-Cook (III.64) correspondant à l'acier 42CrMo4 de la pièce sont indiqués dans le [Tableau III.1](#). Les paramètres matériaux thermiques et mécaniques de la pièce et de l'outil de coupe (substrat et revêtements) sont résumés dans le [Tableau III.2](#). Le chargement thermomécanique à l'interface outil/copeau ainsi que les efforts de coupe sont stabilisés après 0.04s de durée d'usinage simulé comme cela sera montré plus tard. Le cas des déformations planes est supposé dans la simulation. Un maillage uniforme a été adopté pour la pièce à usiner avec des éléments de type CPE4RT à intégration réduite. Ils ont quatre nœuds et sont adaptés aux applications de déformations planes avec prise en compte de l'effet de la température.

Tableau III.1. Paramètres de la loi de Johnson-Cook [196] pour l'acier 42CrMo4.

A [MPa]	B [MPa]	C	n	m	T_0 [°C]	T_f [°C]
600	643	0.0037	0.41	0.957	20	1460

Tableau III.2. Propriétés mécaniques et thermiques de la pièce et l'outil, [47,98,197].

	Pièce	Outil de coupe			
		Substrat	Revêtements		
			TiN	Al ₂ O ₃	TiCN
Densité ρ [Kg/m ³]	7.8e ³	15e ³	4.7e ³	3.7e ³	4.2e ³
Module de Young E [GPa]	210	630	600	415	448
Coefficient de Poisson ν	0.3	0.23	0.25	0.22	0.23
Conductivité λ [W/m/°C]	46	100	23.5	13	30.5
Chaleur spécifique C_p [J/Kg/°C]	476	240	300	342	250
Coeff dilatation thermique α [°C ⁻¹]	1.2e ⁻⁵	-	-	-	-

Pour tous les calculs, la taille des éléments du maillage est d'environ 10µm. Cette valeur est choisie en faisant une analyse de sensibilité au maillage. De petites différences ont été trouvées dans les résultats pour des valeurs plus petites que 10µm. Par conséquent, pour optimiser le temps de calcul, le maillage avec une taille de 10µm a généralement été adopté. La géométrie initiale du copeau a été définie en fonction de la longueur de contact outil/copeau.

Pour l'acier 42CrMo4, la segmentation des copeaux est expérimentalement observée à des vitesses de coupe élevées comme cela sera montré plus tard par nos essais. Cette particularité ne peut être prise en compte avec la formulation ALE. Seuls les flux stationnaires et la formation continue des copeaux peuvent être simulés dans ce cadre. Ainsi, certains des résultats obtenus avec la simulation numérique peuvent ne pas être totalement en accord avec les observations expérimentales pour des conditions de coupe extrêmes.

2. Dispositif expérimental

2.1. Couple outil/matière usinée

L'étude expérimentale en configuration de coupe orthogonale a été réalisée sur l'acier 42CrMo4. Ce dernier est un acier largement utilisé dans l'industrie automobile (composants de direction, vilebrequins, assemblages boulonnés, pièces forgées et composants soudés). Il se caractérise par une bonne résistance à la fatigue et une bonne usinabilité, [68,198]. Cette nuance d'acier appartient à la catégorie des aciers trempés revenus. Pour vérifier la composition chimique de cette nuance, une analyse spectrométrique a été réalisée sur un bloc d'acier « brut » dans lequel les éprouvettes d'usinage ont été préparées. Les résultats de cette analyse sont résumés dans le [Tableau III.3](#), [14].

Tableau III.3. Composition chimique de l'acier 42CrMo4, [14].

% en masse	%C	%Cr	%Mo	%S	%Mn	%Si	%A
Valeur mesurée	0.472	1.057	0.213	0.029	0.715	0.290	0.042
Valeur AFNOR	0.38-0.45	0.9-1.2	0.15-0.3	<0.035	0.6-0.9	0.4 Maxi	0.04

Les outils de coupe utilisés dans les essais d'usinage ont été fournis par le partenaire Evatec Tools® du projet LARIOPAC. Quatre configurations d'outils de coupe ont été choisies pour la réalisation des essais de tournage. Parmi celles-ci, trois avec revêtement (dépôt CVD) mono et multicouches tandis que la quatrième est sans revêtement (**T0**) de désignation 151 MT6 et de nuance MG125. Les substrats des plaquettes sont en carbure de tungstène fritté avec un liant cobalt (WC-9%Co). Ils possèdent un angle de coupe de 2° et un angle de dépouille de 7° . Le brise-copeaux a été placé suffisamment loin de l'arête de coupe afin de minimiser son effet sur la formation des copeaux (*Figure III.3*).

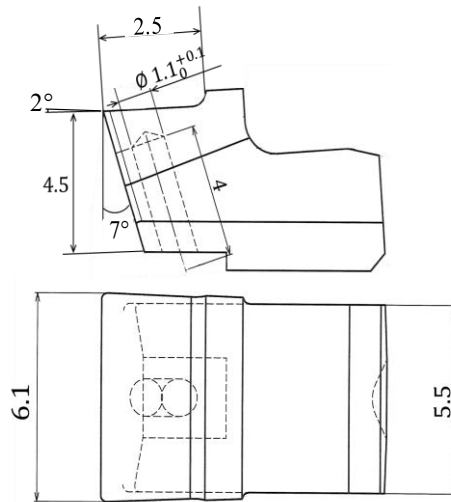


Figure III.3. Plan de la plaquette **T0** (sans revêtement) fournie par le fabricant d'outils EVATEC TOOLS®.

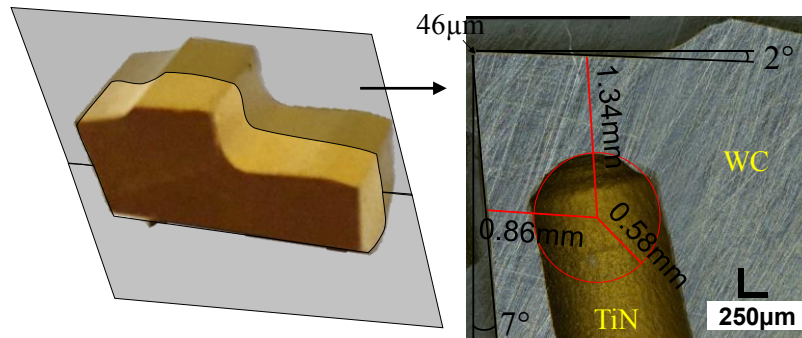


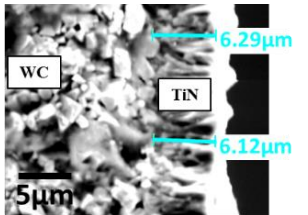
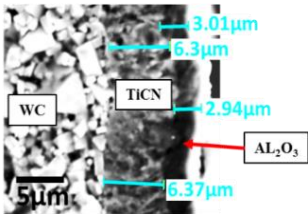
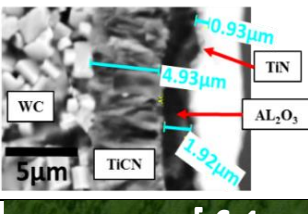
Figure III.4. Coupe transversale de la plaquette **T1**.

Trois configurations avec revêtement ont été définies comme suit : **T1** avec revêtement monocouche (TiN), **T2** avec deux couches de revêtement (TiCN et Al_2O_3) et **T3** avec trois couches de revêtement (TiCN, Al_2O_3 et TiN). Des observations au microscope à balayage électronique (Scanning Electron Microscope SEM) avec la fonction d'analyse dispersive en énergie (EDS) ont permis de mesurer les épaisseurs des revêtements dans chaque plaquette (*Tableau III.4*).

Les plaquettes de coupe ont fait l'objet d'un perçage pour l'emplacement d'un thermocouple avant le dépôt du revêtement. Les dimensions et la position de ce perçage sont illustrées sur la

Figure III.3. En utilisant le procédé d'usinage par décharge électrique (EDM), une coupe transversale des plaquettes revêtues et percées (*Figure III.4*) a été réalisée, suivie d'une opération de polissage pour déterminer les angles de coupe et de dépouille, le rayon d'arête de coupe et les dimensions réelles du perçage pour le thermocouple. Les outils montés dans le porte-outil sont illustrés sur la *Figure III.5*.

Tableau III.4. Micrographies de l'arête de coupe présentant les couches de revêtement.

	Substrat	Revêtements	Epaisseur totale du revêtement (μm)	Dépôt CVD
T0 	WC/Co	Carbure non revêtu	-	
T1 	WC/Co	TiN	6	
T2 	WC/Co	TiCN/AL ₂ O ₃	9.3	
T3 	WC/Co	TiCN/AL ₂ O ₃ /TiN	8	

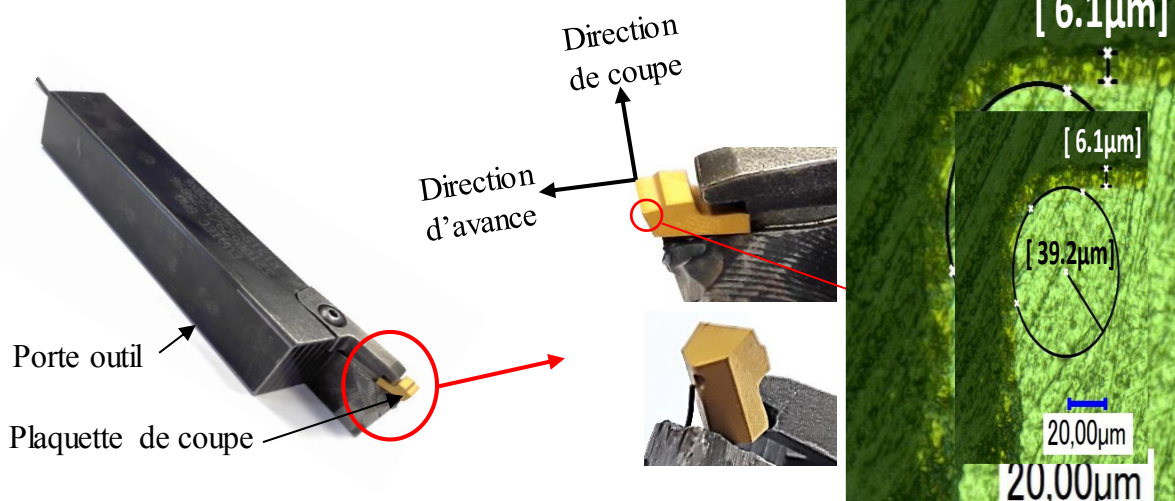


Figure III.5. Porte outil et micrographie optique montrant la mesure du rayon d'arête de l'outil.

2.2. Moyens expérimentaux et protocole d'essais

2.2.1. Moyens expérimentaux

Les essais expérimentaux ont été réalisés à l'aide d'un tour à commandes numériques MAZAK 200M de type UNIVERSAL 500® (*Figure III.6*). Ce tour dispose d'une puissance moyenne de 18.5 kW à la sortie du moteur pour des vitesses de rotation de la broche principale allant jusqu'à 5000 tr/min. Grâce à son système programmable de contrôle SMART CNC, le contrôle des déplacements de la tourelle suivant les trois axes (1, 2 et 3) (*Figure III.7*) se fait d'une manière précise, ce qui implique que les vitesses de coupe et d'avance sont appliquées avec une grande précision durant toute la durée de l'essai d'usinage.



Figure III.6. Tour à commandes numériques MAZAK 200M (UNIVERSAL 500®).

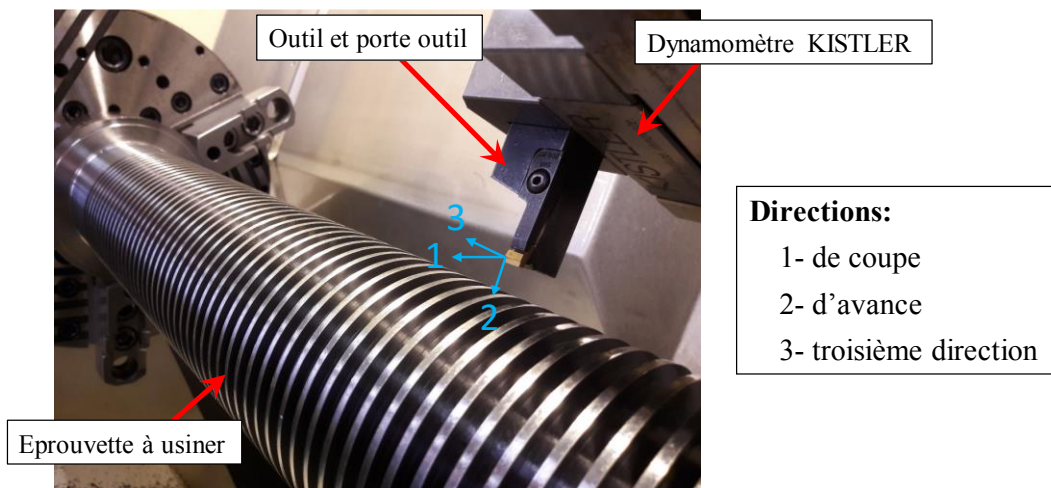


Figure III.7. Pièce préparée pour les essais de coupe orthogonale instrumentés.

Les efforts de coupe dans les trois directions ont été mesurés avec un dynamomètre piézoélectrique de type KISTLER® 9129AA. Le dynamomètre a été monté sur la tourelle porte-outils comme cela est montré sur la *Figure III.7*. Ce dynamomètre a une grande rigidité et une forte fréquence naturelle (~ 3.5 kHz). Sa haute résolution (seuil de réponse < 0.01 N) permet de mesurer les petits changements dynamiques dans les hautes valeurs d'efforts.

La plage de mesure des efforts pour les trois directions est comprise entre -10 et 10 kN. Il se compose de quatre capteurs de force installés sous précharge élevée entre une plaque de base et une plaque de recouvrement. Chaque transducteur contient trois paires de plaques à quartz, l'une sensible à la pression dans la direction hors plan (troisième direction sur la [Figure III.7](#)) et deux répondant au cisaillement dans les autres directions. Les tensions électriques venant du capteur sont transmises vers un amplificateur de charge à multicanaux de type 5070A à l'aide de câbles électriques spéciaux avec une bonne isolation pour chaque canal, où ils sont convertis via une carte d'acquisition en tensions proportionnelles qui peuvent être affichées ou enregistrées selon le besoin sur un ordinateur avec le logiciel d'acquisition de données LabView ([Figure III.8](#)).

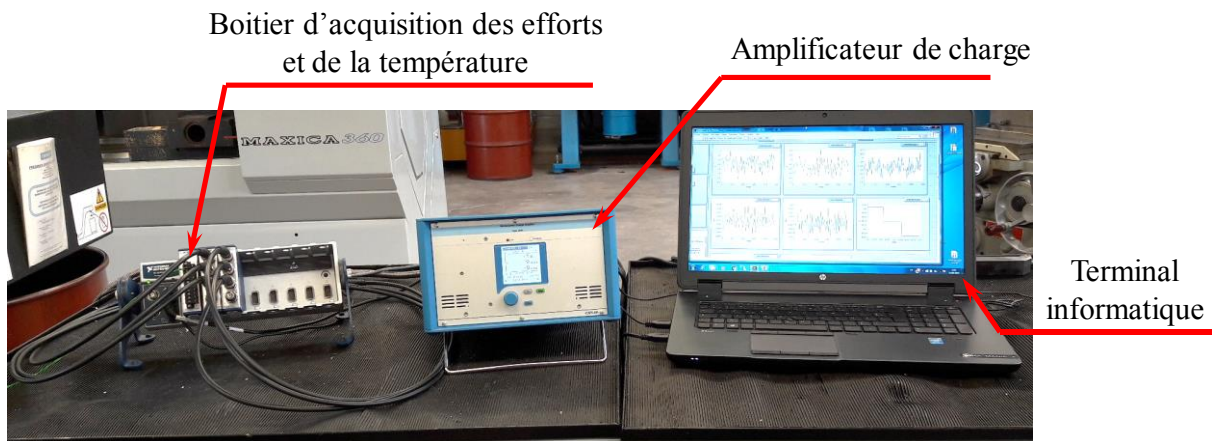


Figure III.8. Moyens d'acquisitions pour la mesure des efforts de coupe et de la température.

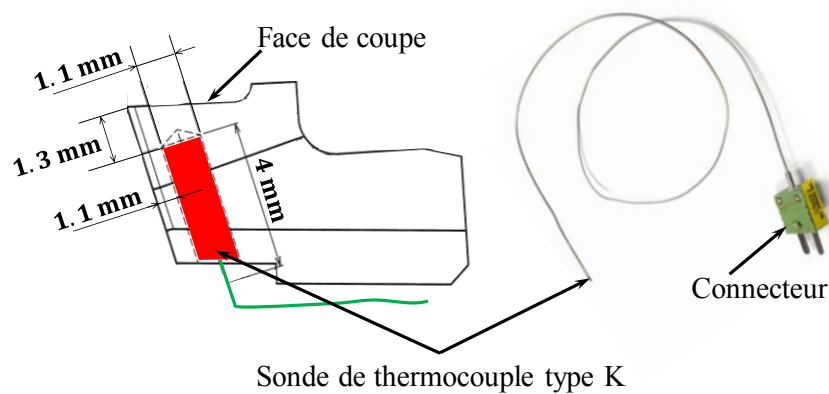


Figure III.9. Schéma de principe du positionnement de la sonde thermocouple dans la plaquette.

De même la température a été mesurée à l'aide d'un thermocouple de type K (Chromel-alumel) incorporée dans l'outil. Ce type de sonde permet de mesurer une température allant jusqu'à 1100°C. La sonde thermocouple a été positionnée le plus proche possible de l'arête de l'outil de coupe à une distance de 0.55mm de la face de coupe. Il convient de préciser que le perçage pour le thermocouple a été réalisé de façon à ne pas altérer la résistance mécanique de la plaquette. Pour cela, un faible diamètre de perçage de 1.1 mm a été choisi, ce qui permet d'insérer la sonde de diamètre 1.0 mm. Un schéma de principe de ce montage avec les

différentes dimensions est illustré dans la *Figure III.9*. L'ensemble des étapes expérimentales sont illustrées dans la *Figure III.10*.

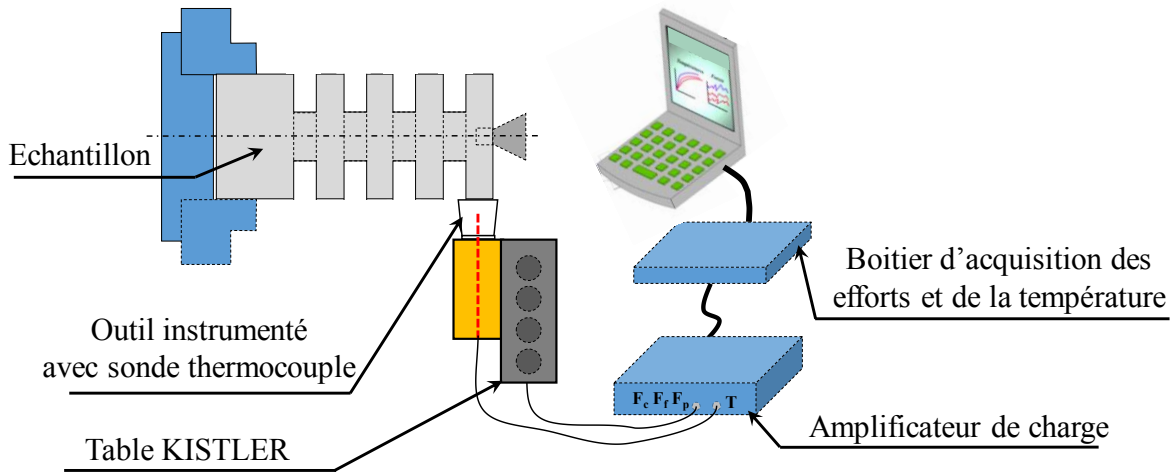


Figure III.10. Schématisation du dispositif expérimental de la coupe orthogonale : système d'acquisition de la température, des efforts de coupe et des vibrations.

2.2.2. Protocole d'essais

Pour s'approcher le plus possible d'une configuration de coupe orthogonale avec un essai de tournage, on peut utiliser deux configurations différentes. Ces deux configurations reproduisent pratiquement les mêmes conditions que le rabotage. La première consiste en l'usinage par tournage de disques en plongée (*Figure III.11(a)*) dans lequel la pièce à usiner est serrée dans un mandrin et l'arête de coupe de l'outil est parallèle à l'axe de rotation de la pièce. L'autre configuration expérimentale a été développée par Boothroyd [199] sur un tour, où un tube long a été coupé suivant un axe parallèle à l'axe de rotation du tube (*Figure III.11(b)*).

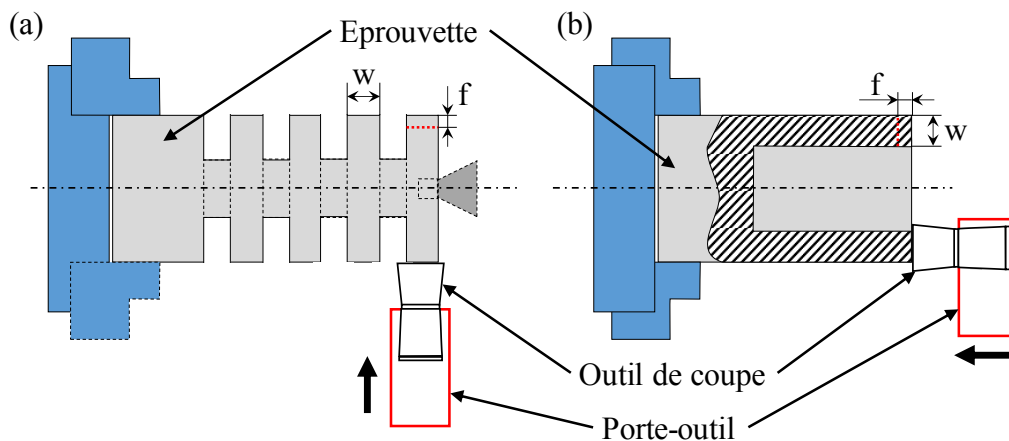


Figure III.11. Différentes configurations de coupe orthogonale, w est la largeur de coupe, f l'avance.
(a) usinage de disque en plongée, (b) usinage de tube.

Cependant, certaines mesures doivent être prises en compte dans cette deuxième configuration. En effet, pour diminuer l'effet de la variation de la vitesse de coupe (vitesse de coupe différente

suivant la distance à l'axe du tube), le tube doit avoir le diamètre le plus grand possible ainsi qu'une faible largeur. Également, pour la première configuration, le choix d'un grand diamètre de disque (>80 mm) est conseillé afin d'éviter les variations des efforts de coupe. En effet, au cours de l'avancement de l'outil dans la matière, les angles actifs de l'outil sont modifiés à cause du changement du diamètre de disque pendant l'opération d'usinage, [200].

Un dispositif expérimental d'usinage de disques en plongée a été réalisé dans le cadre de cette thèse. L'éprouvette cylindrique a un diamètre de 100 mm. Les principales caractéristiques de l'échantillon sont décrites sur la [Figure III.12](#). L'opération consiste à usiner plusieurs disques de largeur $w = 3$ mm sur une profondeur de 15 mm. Un espacement entre les disques de 5 mm est effectué pour éviter les effets de bords et du fait d'une largeur d'outil de 6.1 mm. De plus, la contre pointe a été utilisée pour éviter la flexion de l'éprouvette durant l'opération.

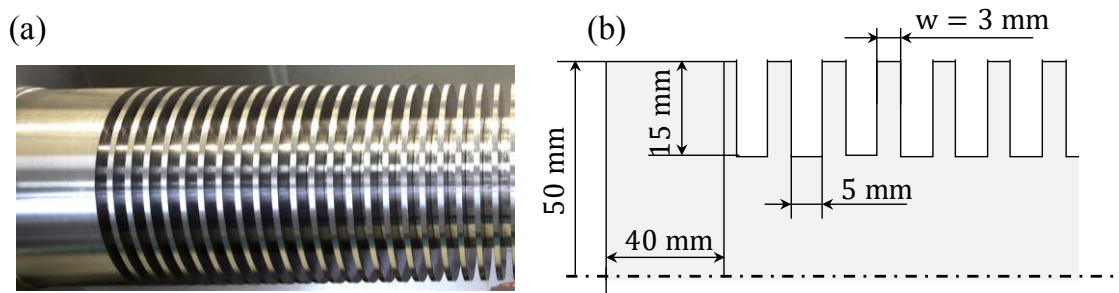


Figure III.12. (a) Eprouvette en acier 42CrMo4, (b) dimensions des disques.

D'autre part, afin de s'assurer que tous les disques aient le même diamètre initial, ils ont été dégauchis en enlevant une épaisseur de 1 mm de chaque disque avec un autre outil de coupe. Au démarrage de chaque cycle d'essais, l'outil se positionne près du disque à usiner à une distance de 0.1 mm. Ensuite une temporisation de quelques secondes permet l'activation de la chaîne d'acquisition des efforts de coupe et de la température. Une fois cette dernière action effectuée, l'outil débute l'enlèvement de la matière en fonction de la condition de coupe programmée (vitesse de coupe et d'avance). Une fois le diamètre final atteint, la rotation de l'éprouvette est arrêtée et l'outil revient à sa position initiale en attendant l'usinage du prochain disque ([Figure III.13](#)).

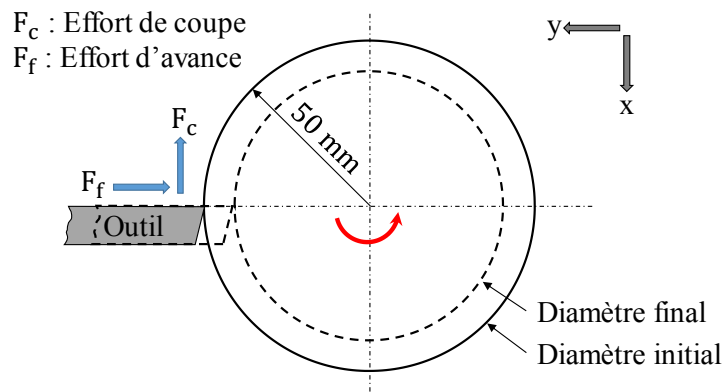


Figure III.13. Variation du diamètre du disque au cours de l'usinage.

(i) Mesure des efforts de coupe

Les composantes de l'effort de coupe mesurés par la table Kistler ont été dépouillées via un code Matlab en utilisant un filtre médian RMS (Root Mean Square - équation (III.67)). Pour chaque essai, la valeur moyenne des efforts de coupe est calculée. Dans le but d'obtenir des efforts de coupe moyens moins déviés, les valeurs initiales et finales des efforts n'ont pas été prises en considération. La *Figure III.14* montre un exemple de mesure d'efforts avec les signaux filtrés et leurs valeurs moyennes calculées.

$$V_{RMS} = \sqrt{\frac{1}{T} \sum_0^T x_i^2} \quad (III.67)$$

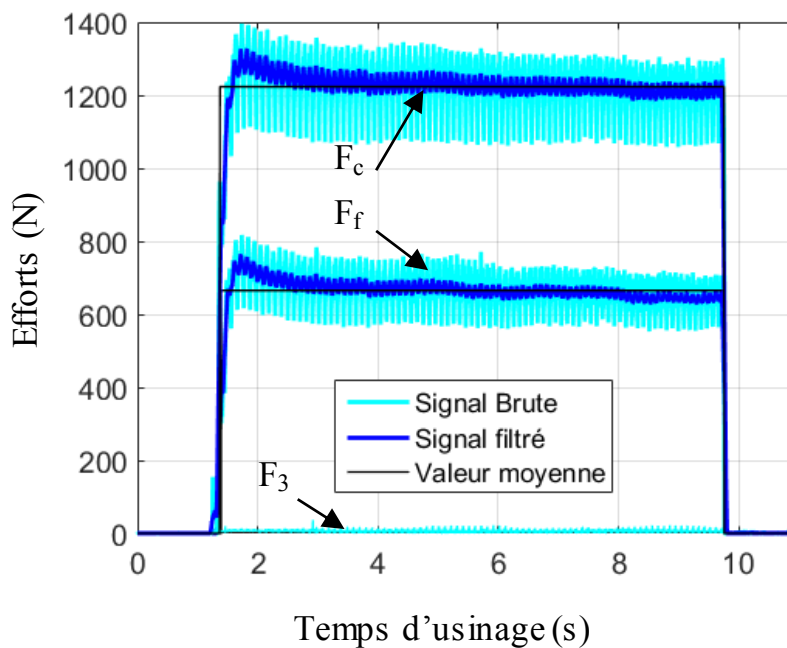


Figure III.14. Exemple de mesure des efforts d'usinage expérimentaux et filtration des signaux.

(ii) Mesure de la température

La *Figure III.15* illustre un exemple de l'évolution de la température au cours du temps d'usinage entre le début de l'opération et le moment du désengagement de l'outil. Lors de l'analyse, on distingue trois phases en général :

- Phase 1** : phase de montée en température lorsque l'outil s'engage dans la pièce,
- Phase 2** : régime transitoire,
- Phase 3** : dans cette phase, le gradient de la température tend vers une valeur quasi-nulle et donc une valeur maximale au niveau du point de mesure. Ce qui indique que l'opération de coupe est quasi-stabilisée. Dans certains cas, le plateau observé dans cette phase peut être perturbé par l'usure de l'outil de coupe, [119].

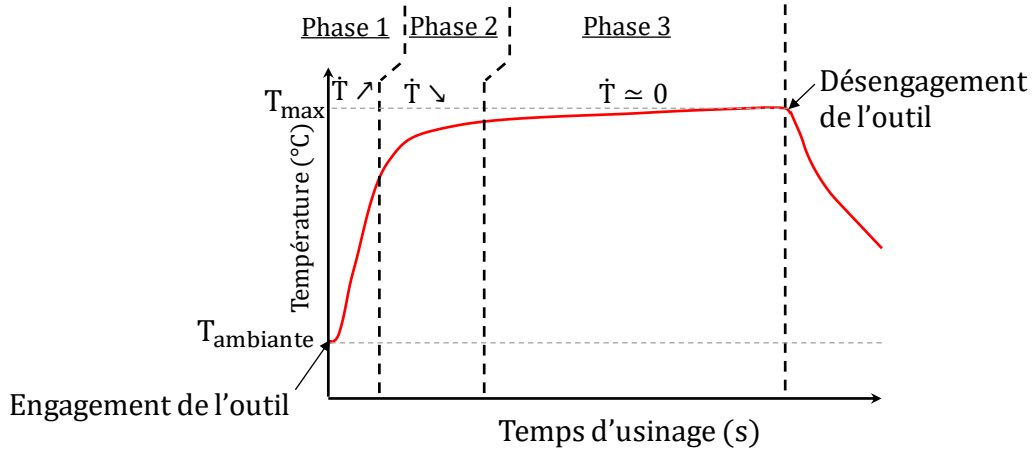


Figure III.15. Courbe de température au cours d'un essai d'usinage, T_{max} la température maximale atteinte, T_{ambiant} est la température ambiante avant usinage.

2.2.3. Conditions de coupe

Pour le choix des conditions de coupe, nous avons utilisé les travaux de thèse de Halila [14]. Ce dernier a usiné le même matériau (acier 42CrMo4) avec la même configuration de coupe et un outil non revêtu en WC-9%Co. Une étude de COM (Couple-Outil-Matière) a été donc préalablement réalisée par l'auteur selon la norme NF E66-520 pour extraire les conditions de coupe dites stables.

Les différentes conditions de coupe testées sont données dans la [Figure III.16](#). Le critère de sélection a été basé sur les efforts spécifiques de coupe k_c et d'avance k_f donnés par les équations suivantes :

$$k_c = \frac{F_c}{f \cdot w} \quad \text{et} \quad k_f = \frac{F_f}{f \cdot w} \quad (\text{III.68})$$

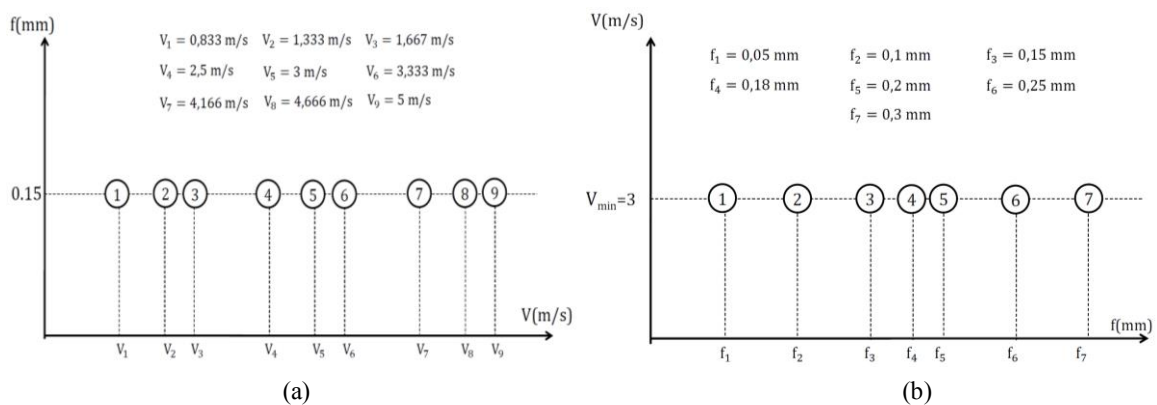


Figure III.16. Conditions de coupe utilisées dans les essais COM. (a) vitesse de coupe, (b) avance, [14].

La [Figure III.17](#) montre l'évolution des efforts spécifiques de coupe et d'avance en fonction de la vitesse de coupe et celle d'avance. Halila [14] a pu distinguer deux domaines de

fonctionnement stable pour la vitesse de coupe (*Figure III.17(a)*). En se basant sur la morphologie des copeaux, il a remarqué qu'en s'approchant d'une vitesse de coupe de 3 m/s, le copeau passe d'un aspect continu à fragmenté et segmenté, ainsi que à cette valeur de vitesse de coupe, les efforts spécifiques changent de tendance. De la même manière, un passage d'un copeau non fragmenté à un copeau fragmenté se fait quand l'avance s'approche de 0.1 mm (*Figure III.17(b)*). D'après ces résultats et en analysant l'usure des outils, Halila [14] a pu mettre en place une matrice de conditions de coupe en distinguant deux régimes : régime instable des grandes et basses vitesses et un régime stable pour lequel la pression spécifique de coupe atteint son niveau minimal (*Figure III.18*).

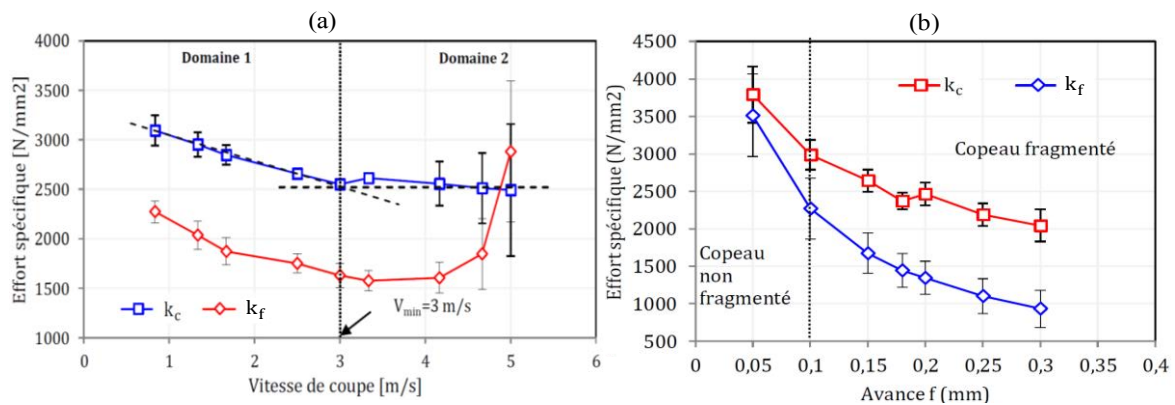


Figure III.17. Evolution des efforts spécifiques en fonction de (a) la vitesse de coupe pour $f = 0.15$ mm et (b) l'avance pour $V_c = 3$ m/s, [14].

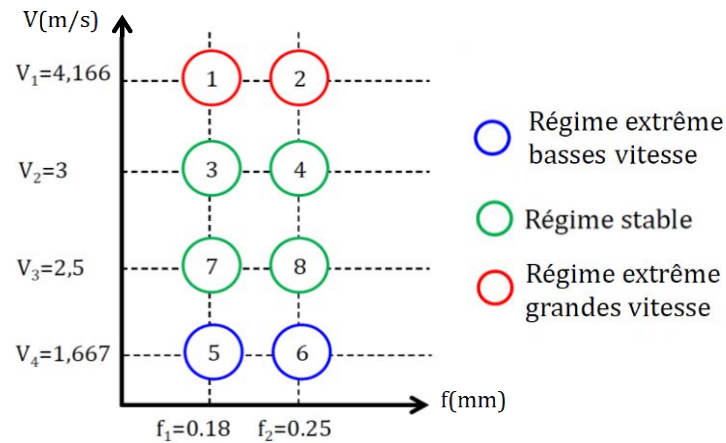


Figure III.18. Matrice des conditions de coupe identifiée dans les travaux de thèse de Halila, [14].

En se basant sur ces résultats et dans le but d'étudier le comportement des revêtements dans un domaine stable d'usinage, les conditions de coupe indiquées dans le *Tableau III.5* ont été retenues pour les essais de coupe orthogonale de notre étude.

Tableau III.5. Conditions de coupe des essais de coupe orthogonale.

Vitesse de coupe V_c (m/min)	60	150	200	300
Vitesse d'avance f (mm/tr)	0.05	0.18	0.3	

2.3. Analyse de l'effet des revêtements d'outil de coupe

Les essais expérimentaux effectués ont pour but d'étudier l'influence des revêtements sur le comportement des outils en termes d'efforts et température. Les essais seront également exploités pour valider le modèle proposé dans le chapitre 2.

2.3.1. Effet du revêtement sur la morphologie des copeaux

Dans le but d'analyser l'influence des revêtements sur le comportement des outils, les copeaux obtenus pour chaque essai ont été récupérés et analysés. La [Figure III.19](#) présente la morphologie des copeaux pour une avance $f = 0.18$ mm/tr et différentes vitesses de coupe. Comme le montre les images de la [Figure III.20](#), les copeaux passent d'un aspect continu à segmenté à partir d'une vitesse de coupe de 150 m/min et ceci quel que soit l'outil de coupe considéré. Ceci est cohérent avec les observations de Halila [14]. De façon globale, les copeaux sont quasiment identiques pour chacune des plaquettes.

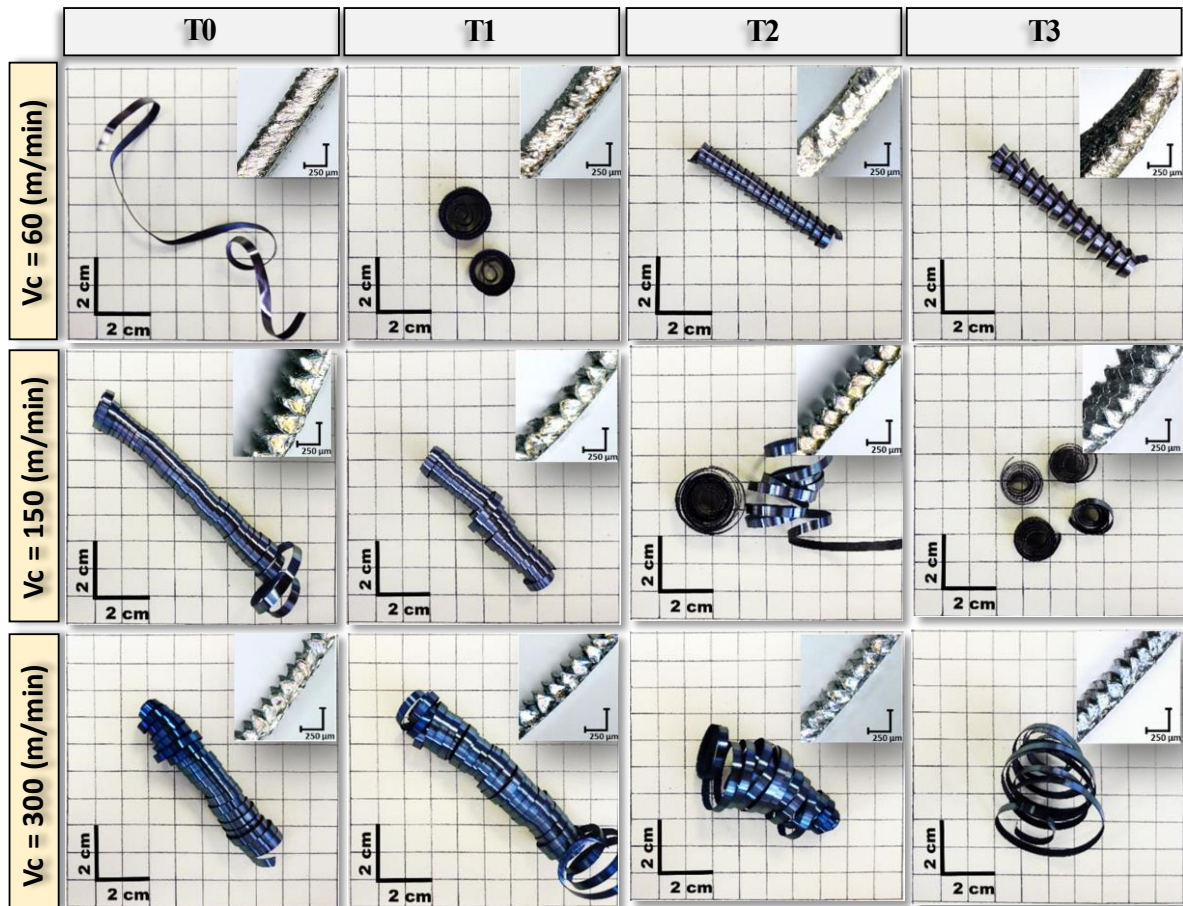


Figure III.19. Morphologies des copeaux obtenues par les quatre outils testés pour $f = 0.18$ mm/tr et différentes vitesses de coupe (60, 150 et 300m/min).

L'épaisseur moyenne a été relevée pour chaque copeaux de la [Figure III.20](#). Elle a été mesurée à trois endroits différents de chaque copeau, et à chaque fois deux relevés ont été effectués.

Pour les copeaux segmentés, seule la valeur maximale du segment est retenue (exemple : 314.42 et 307.16 μm pour l'outil **T0** sur la *Figure III.20* pour $V_c = 150 \text{ m/min}$). Les résultats de ces mesures sont représentés sous forme graphique sur la *Figure III.21*. Sur cette figure, l'écart maximal entre les plaquettes pour chaque vitesse de coupe a également été calculé. Cet écart diminue sensiblement avec l'augmentation de la vitesse de coupe. Cependant, l'effet de la vitesse de coupe sur l'épaisseur moyenne des copeaux est plus important que celui apporté par la présence des couches de revêtement.

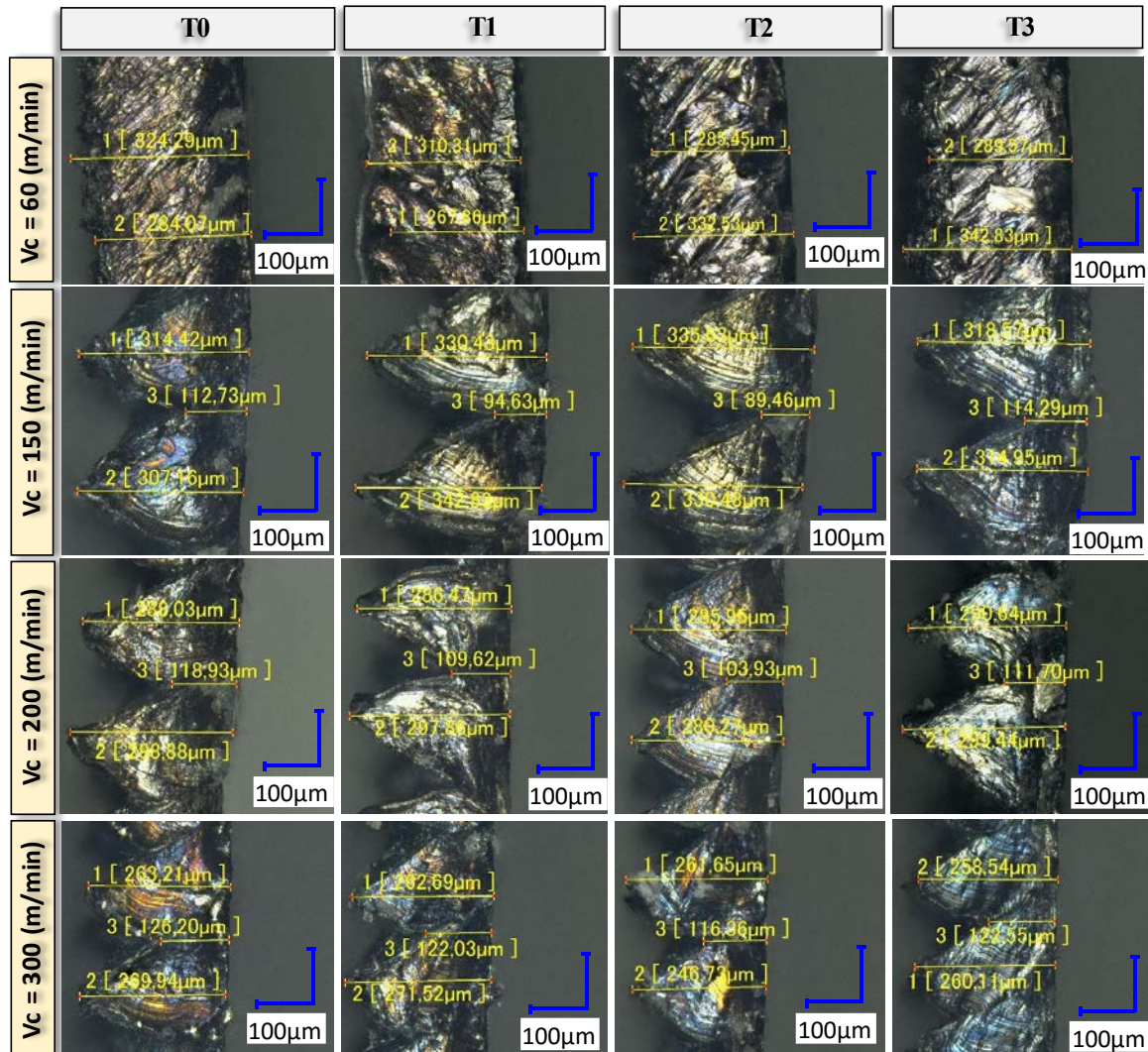


Figure III.20. Morphologie des copeaux pour différentes vitesses de coupe et $f = 0.18 \text{ mm/tr}$.

Rech [90] a comparé l'effet de trois outils revêtus (TiN , $(\text{Ti,Al})\text{N}$ et $(\text{Ti,Al})\text{N}+\text{MoS}_2$) avec un outil carbure non revêtu (WC-Co) sur l'épaisseur des copeaux. Il a indiqué que celle-ci dépend fortement des phénomènes gouvernés par l'interface outil/copeau. Les revêtements testés présentent des différences significatives dans l'épaisseur du copeau. Des écarts entre l'outil revêtu et les autres allant de 10 à 60 μm sont obtenus, avec une large épaisseur de copeau obtenue pour l'outil non revêtu.

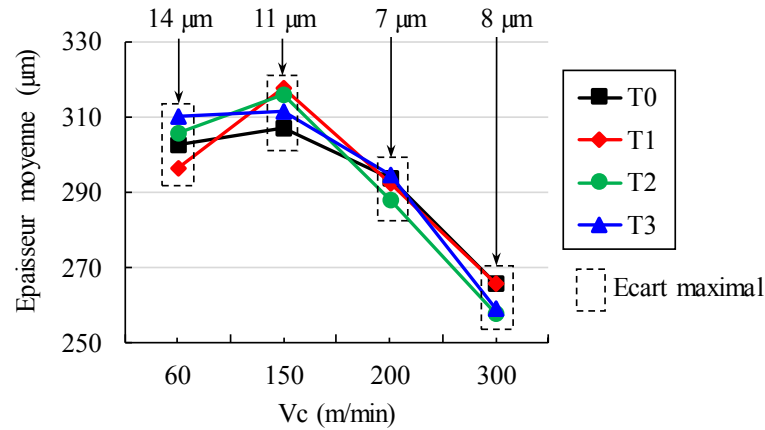


Figure III.21. *Epaisseur moyenne des copeaux pour différentes vitesses de coupe et une avance de $f = 0.18 \text{ mm/tr}$.*

La [Figure III.22](#) montre la morphologie des copeaux pour les différentes configurations d'outils de coupe avec cette fois-ci une vitesse de coupe de $V_c = 150 \text{ m/min}$ et différentes avances. Encore une fois les résultats obtenus sont cohérents avec les observations de Halila [14]. En effet, les copeaux passent d'un aspect continu pour $f = 0.05 \text{ mm/tr}$ à un aspect segmenté et/ou fragmenté au-delà de cette vitesse d'avance quel que soit l'outil de coupe. En se basant sur un examen visuel, on peut conclure que la morphologie des copeaux est peu sensible à la présence du revêtement.

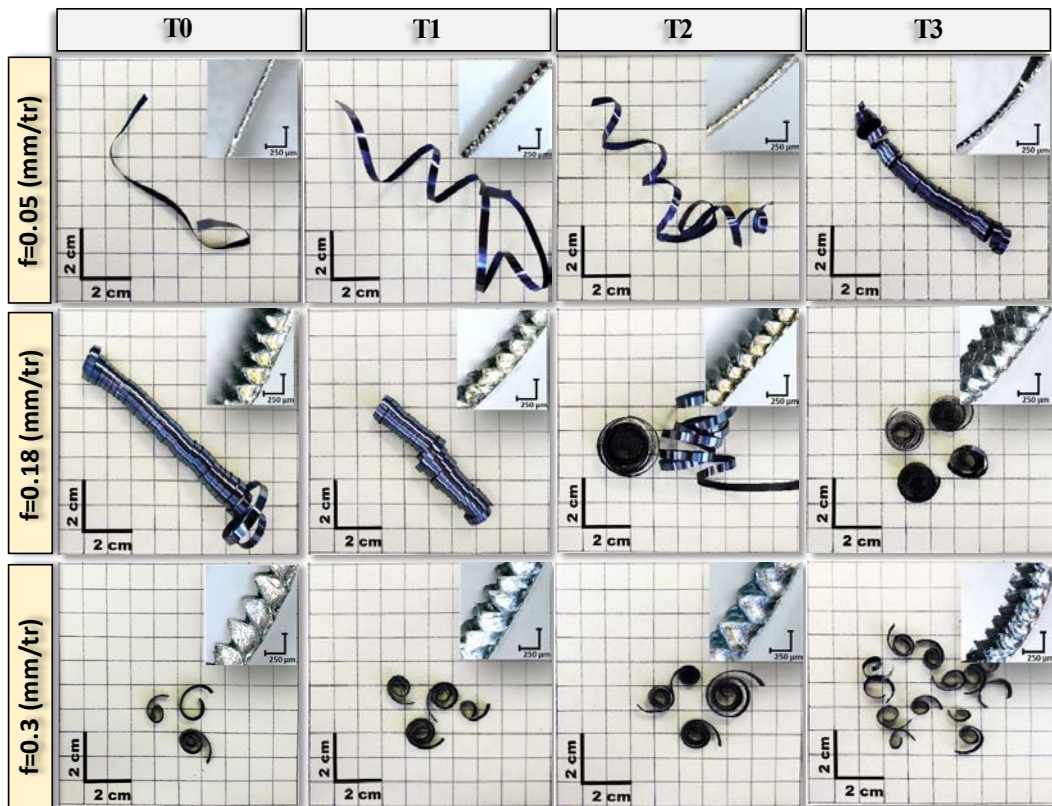


Figure III.22. *Morphologies des copeaux obtenues par les quatre outils pour $V_c = 150 \text{ m/min}$ et différentes avances (0.05, 0.18 et 0.3 mm/tr) et outils.*

2.3.2. Effet du revêtement sur les efforts de coupe

Les essais expérimentaux n'ont pas fait l'objet d'une répétition sauf pour la condition ($V_c = 150$ m/min, $f = 0.18$ mm/tr). Trois passes ont été effectuées avec l'outil non revêtu et les trois outils revêtus pour cette condition. Pour chaque essai, une nouvelle plaquette a été utilisée. La [Figure III.23](#) montre les efforts moyens de coupe et d'avance issues de cette étude pour chaque passe. D'après cette figure, la fiabilité des résultats obtenus peut être considérée bonne. En effet, l'écart maximal en pourcentage obtenu en calculant l'erreur entre la valeur maximale et minimale d'efforts pour les trois passes est seulement de 4% pour les efforts de coupe et 5% pour les efforts d'avance. Ce qui peut s'expliquer par la faible usure des outils entre ces trois passes.

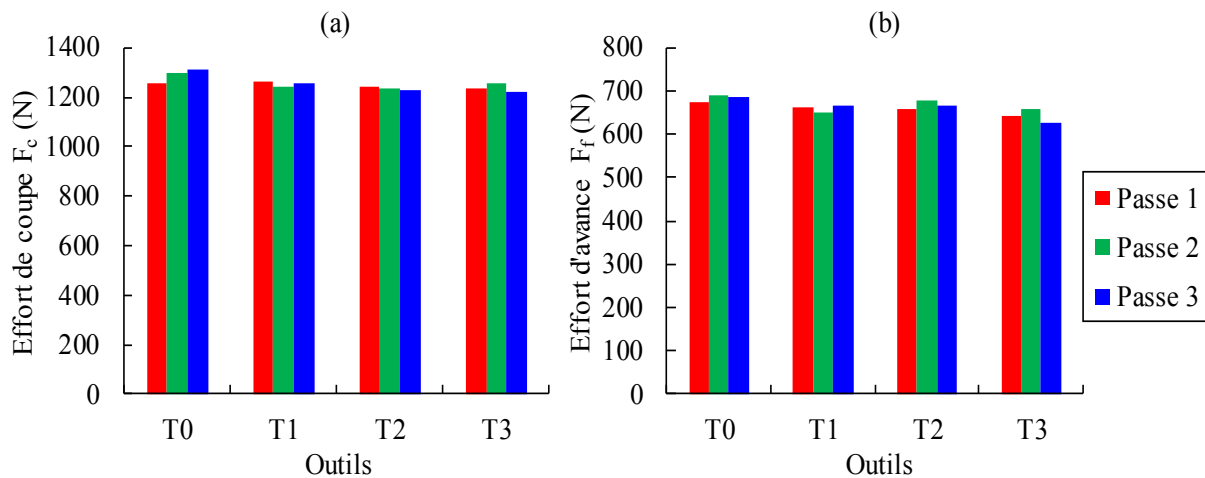


Figure III.23. Efforts (a) de coupe F_c et (b) d'avance F_f , obtenus avec la condition ($V_c = 150$ m/min, $f = 0.18$ mm/tr) pour différents outils de coupe.

La [Figure III.24](#) présente les évolutions des efforts de coupe et d'avance pour toutes les conditions de coupe indiquées dans le [Tableau III.5](#). D'une manière générale, une diminution des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe est observée. Selon Trent et Wright [12], cet effet est dû au phénomène d'adoucissement thermique de la matière usinée. En effet, Nouari et al. [9] expliquent que l'augmentation de la vitesse de coupe augmente la chaleur générée par frottement à l'interface outil/copeau et donc l'effet de l'adoucissement thermique devient plus important que celui de la déformation plastique (écrouissage) et de la vitesse de déformation (viscosité). En plus, la discontinuité du chargement thermomécanique sur la surface de l'outil de coupe contribue à cette chute des efforts. Cette discontinuité est due à la segmentation du copeau à grande vitesse [119] ([Figure III.19](#)). Cependant, pour les vitesses de coupe de 200 et 300 m/min, l'outil non revêtu **T0** rompt cette règle. Une augmentation des efforts de coupe est observée dans cette plage de vitesses de coupe. Ceci s'explique par le fait que cet outil a une usure rapide, [14,201]. Trent et Wright [12] expliquent que l'usure en dépouille élargit la surface de contact de l'outil ce qui augmente les efforts de coupe. La même remarque est clairement observée dans le cas de l'outil **T1** pour la vitesse de coupe de 300 m/min et des avances supérieures à 0.05 mm/tr.

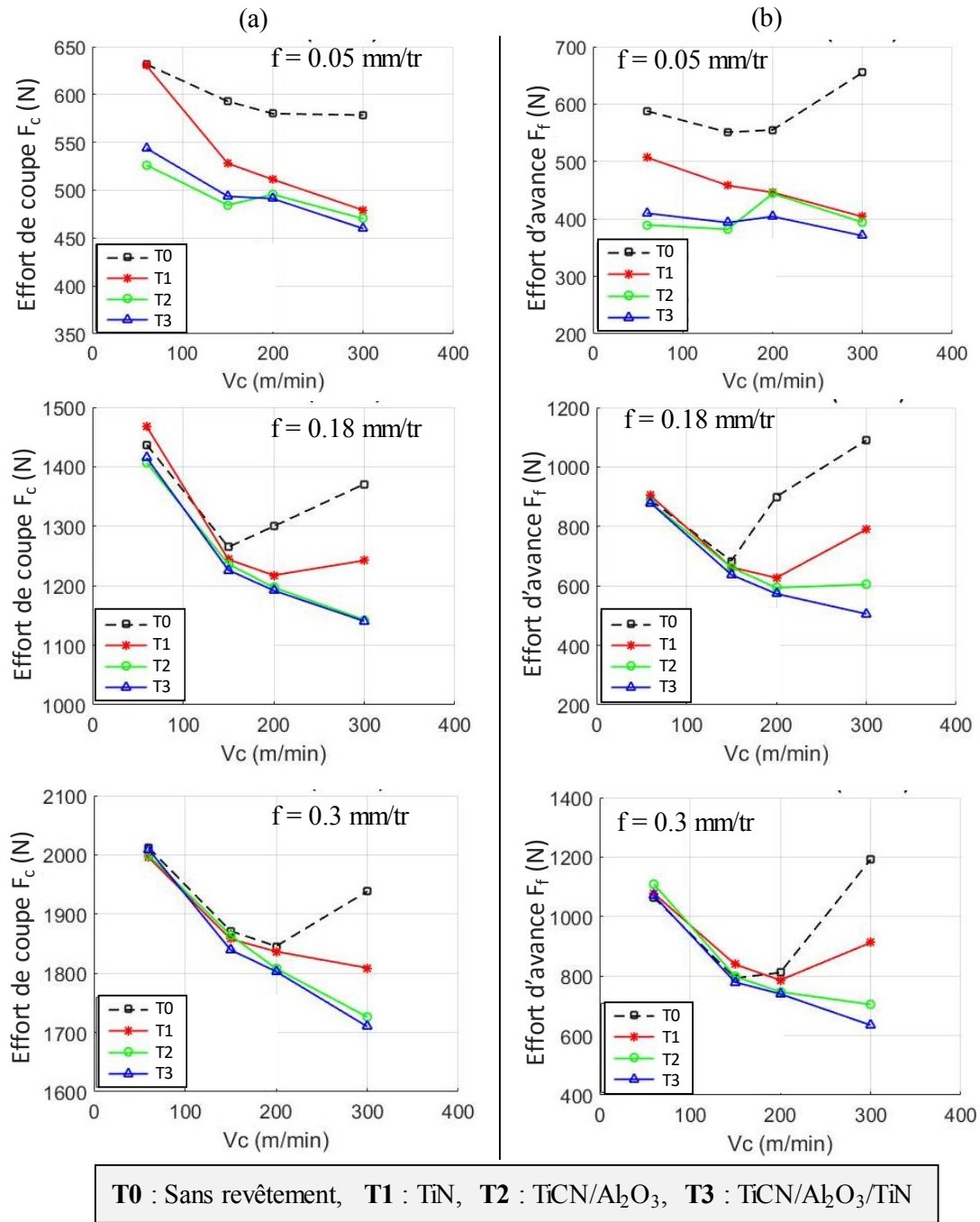


Figure III.24. Comparaison des efforts entre les différentes configurations d'outils de coupe.
(a) Efforts de coupe F_c , (b) efforts d'avance F_f .

Pour l'outil non revêtu **T0**, les efforts de coupe sont toujours les plus importants par rapport aux autres outils revêtus sauf pour les avances supérieures à 0.05 mm/tr et les vitesses de coupe inférieures à 200m/min. Dans cette gamme de conditions de coupe, les revêtements n'ont pas une influence significative sur les efforts de coupe. En effet, sur la [Figure III.25](#) qui représente les écarts maximaux des efforts entre les outils revêtus en fonction des vitesses de coupe et d'avance, la zone des surfaces en couleur bleu (écart inférieur à 10%) est repérée par les faibles vitesses de coupe et les avances élevées. En dehors de cette zone, on peut distinguer deux zones

où les revêtements jouent un rôle important. La première à des vitesses de coupe et d'avance faibles ($V_c = 60$ m/min, $f = 0.05$ mm/tr (surface rouge sur la [Figure III.25\(a\)](#))) où l'effort de coupe chute de 16% avec l'outil **T3** par rapport à l'effort produit par l'outil **T1**, l'outil **T2** se comportant de la même façon que l'outil **T3**. La deuxième zone concerne les grandes vitesses de coupe et les avances élevées ($V_c = 300$ m/min, $f = 0.18$ et 0.3 mm/tr (surface rouge sur la [Figure III.25\(b\)](#))), et montre un écart de 36% en termes d'efforts d'avance entre l'outil **T1** et **T3**.

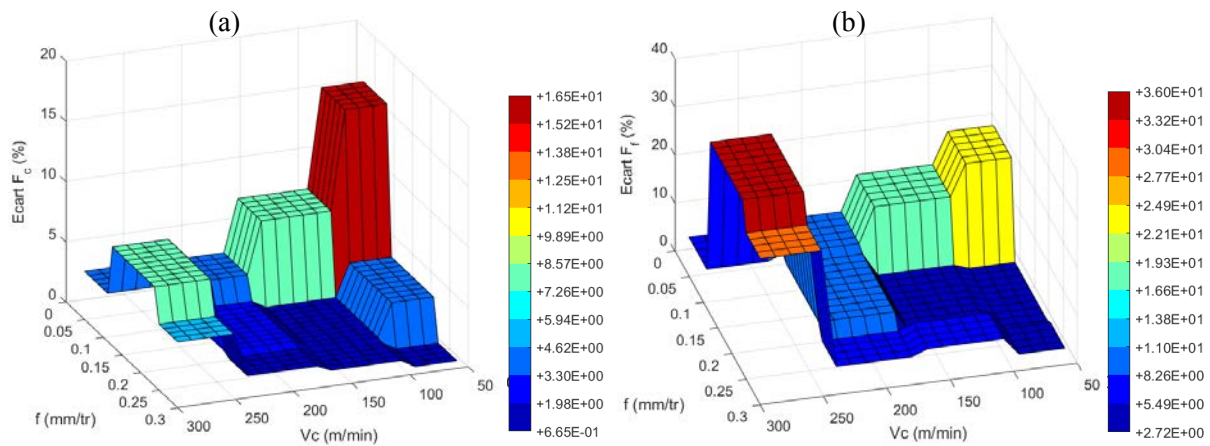


Figure III.25. Ecart maximal en % entre les efforts (a) de coupe et (b) d'avance des outils revêtus (**T1**, **T2** et **T3**).

On peut expliquer ce fait par la présence de la couche Al_2O_3 dans le cas des outils **T2** et **T3**, qui a des effets positifs sur les transferts thermiques à l'interface outil/pièce. En effet, les faibles caractéristiques thermiques de cette couche (particulièrement la conductivité thermique) font que l'évacuation de la chaleur vers la pièce et le copeau (dont la conductivité est plus importante) est plus favorisée que vers l'outil lui-même notamment pour des conditions de coupe extrêmes (grandes vitesses), [104]. Ceci contribue à l'augmentation de l'effet de l'adoucissement thermique de la pièce usinée, et par conséquent à la chute des efforts d'usinage. Alors que la couche de TiN dans l'outil **T1**, contribue principalement à réduire l'intensité du frottement [201] et ne joue pas le rôle de barrière thermique.

La [Figure III.26](#) présente l'évolution des efforts de coupe F_c et d'avance F_f en fonction de l'avance. D'une manière générale, l'augmentation linéaire commune pour ces deux efforts avec l'avance est clairement observée. Une variation moyenne (sur toutes les vitesses de coupe) de 73% pour les efforts de coupe pour une variation de 0.05 à 0.3 mm/tr et de 55% pour les efforts d'avance est notée. On peut constater que l'effet de l'avance est plus important sur l'effort de coupe que sur l'effort d'avance. Ceci s'explique par le fait qu'en augmentant l'avance, la section découpée ($f \times w$) augmente également (plus de volume de matière usinée). La même figure confirme que l'effet des revêtements se montre principalement à des vitesses de coupe élevées.

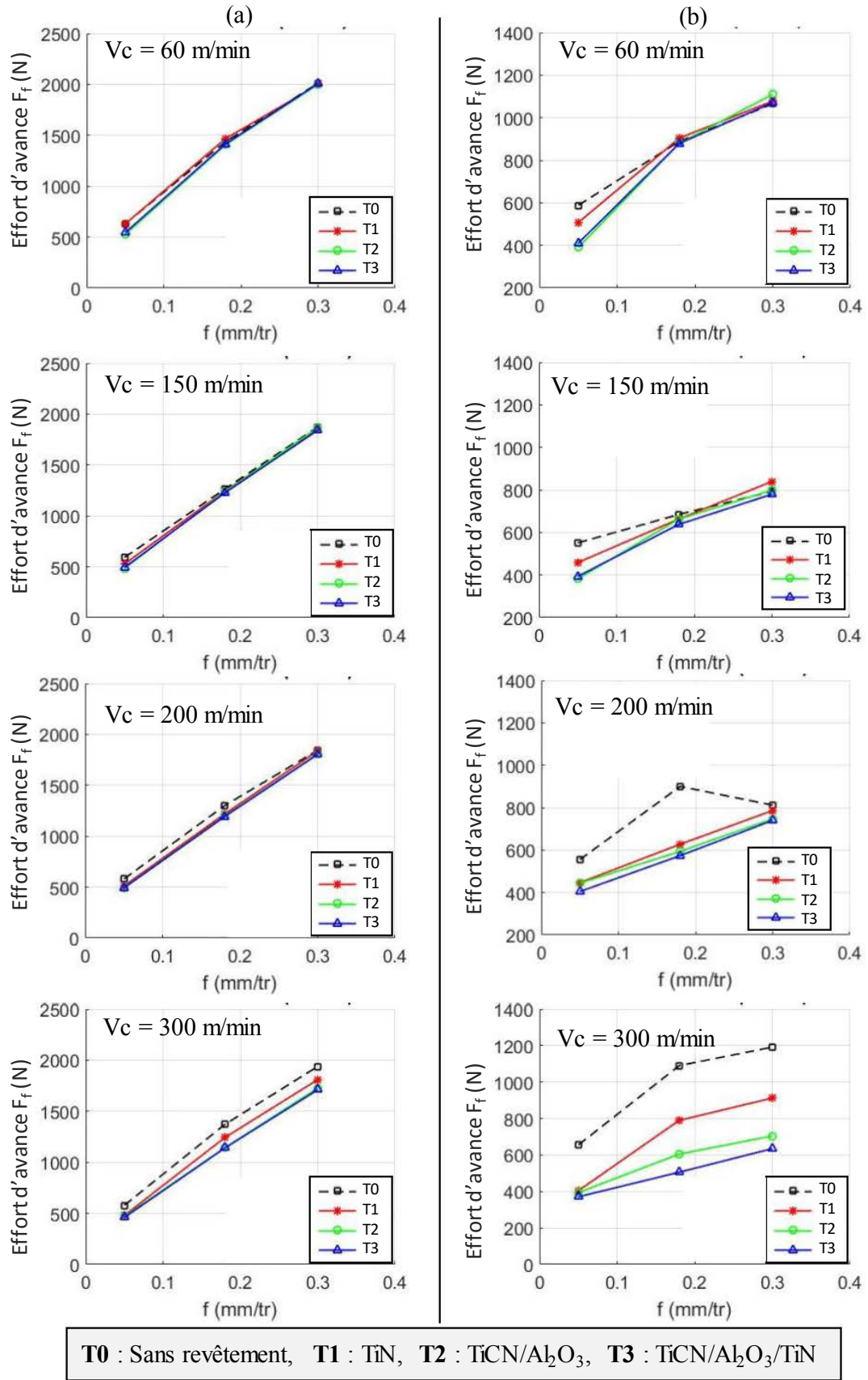


Figure III.26. Comparaison des efforts entre les différentes configurations d'outils. (a) Efforts de coupe F_c , (b) efforts d'avance F_f .

2.3.3. Effet du revêtement sur la température de coupe

L'évolution de la température de coupe mesurée par le thermocouple pour différentes vitesses de coupe (de 60 à 300 m/min) et une avance de $f = 0.05$ mm/tr est illustrée sur la [Figure III.27](#). Notons que la même quantité de matière a été enlevée pour chaque condition de coupe. Par conséquent, le temps d'usinage devient de plus en plus court à des vitesses de coupe et d'avance de plus en plus élevées ([Figure III.27\(d\)](#) avec $V_c = 300$ m/min). De ce fait, l'évolution de la température se limite dans la phase 1 (phase transitoire) représentée dans la [Figure III.15](#).

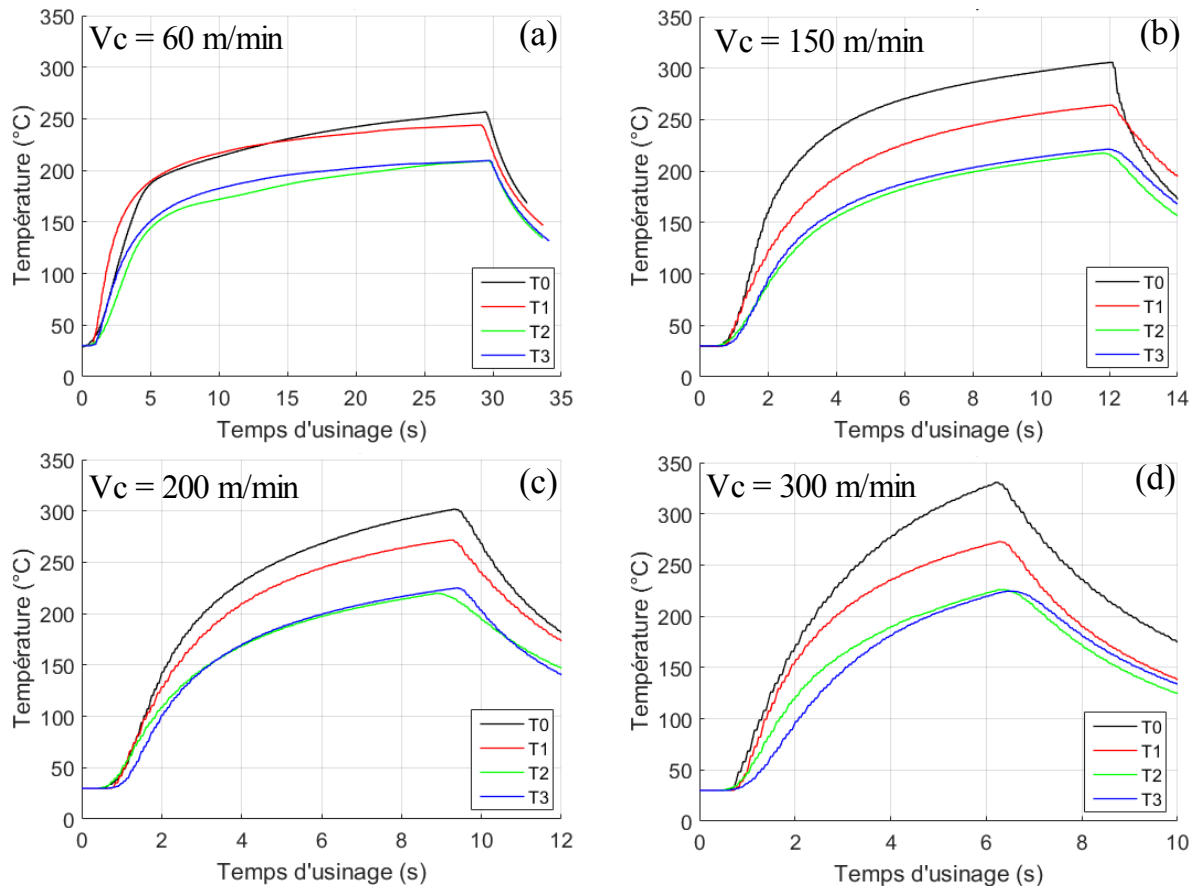


Figure III.27. Températures mesurées pour différentes vitesses de coupe et outils de coupe avec une avance $f = 0.05$ mm/tr.

Dans la [Figure III.28](#), les températures maximales sont mesurées pour la même quantité de matière enlevée en fonction de la vitesse de coupe et trois avances $f = 0.05$, 0.18 et 0.3 mm/tr. Une croissance linéaire de la température maximale avec la vitesse de coupe est notée pour tous les outils. De la même façon que pour les efforts d'usinage, l'outil de coupe non revêtu **T0** se distingue des autres configurations. En effet, quelle que soit la condition de coupe, la température maximale obtenue avec **T0** est toujours supérieure à celle des autres outils revêtus. Les outils **T2** et **T3** ont un comportement thermique quasi-identique et reproduisent toujours les plus faibles températures. Comme cela a été expliqué plus tôt, la couche Al_2O_3 avec sa faible conductivité thermique est responsable de cet effet.

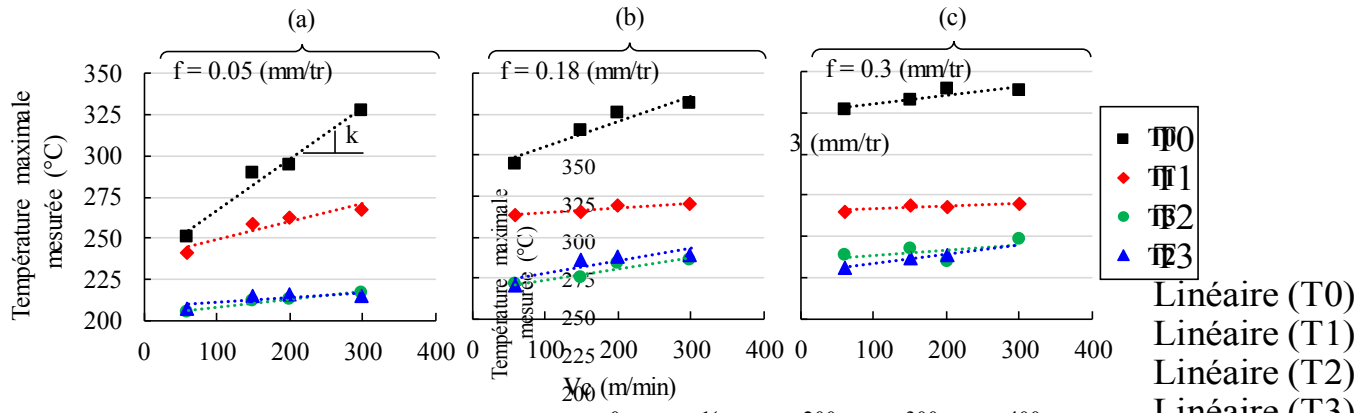


Figure III.28. Températures maximales mesurées par le thermocouple pour la même quantité de matière enlevée. (a) $f = 0.05$ mm/tr, (b) $f = 0.18$ mm/tr, (c) $f = 0.3$ mm/tr.

Afin de comprendre l'effet de l'avance sur la sensibilité des revêtements, le coefficient directeur « k » des droites de tendance (Figure III.28(a)) a été calculé et tracé en fonction de l'avance dans la Figure III.29. Plus l'avance augmente plus la variation de la température maximale en fonction de la vitesse de coupe diminue pour l'outil T0 et T1. Alors que le coefficient k reste quasi-constant pour l'outil T2 et T3. A des faibles avances, l'élévation de la température en fonction de la vitesse de coupe est plus importante qu'à des avances élevées pour l'outil T0 et T1. En effet, à $f = 0.3$ mm/tr toutes les configurations d'outils y compris l'outil non revêtu T0 ont un coefficient k relativement similaire.

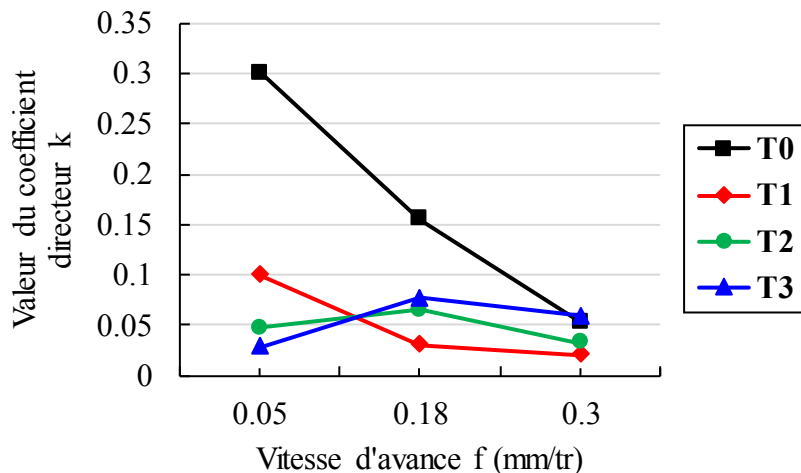


Figure III.29. Evolution du coefficient directeur k des droites de tendance de température en fonction de la vitesse d'avance pour différents outils.

L'écart entre les températures maximales des outils revêtus (T1, T2 et T3) et celles de l'outil T0 (pris comme référence) pour toutes les conditions de coupe est calculé et tracé sur la Figure III.30. Cette figure montre que plus on augmente les conditions de coupe (V_c et f), les outils revêtus s'éloignent de l'outil T0 particulièrement pour l'outil T1. En effet, la différence de température à $V_c = 60$ m/min entre l'outil T0 et T1 est inférieure à 10 °C pour une avance $f = 0.05$ mm/tr, alors qu'elle passe à 60 °C avec $f = 0.3$ mm/tr. Ceci confirme que les revêtements jouent un rôle plus important à des conditions de coupe élevées.

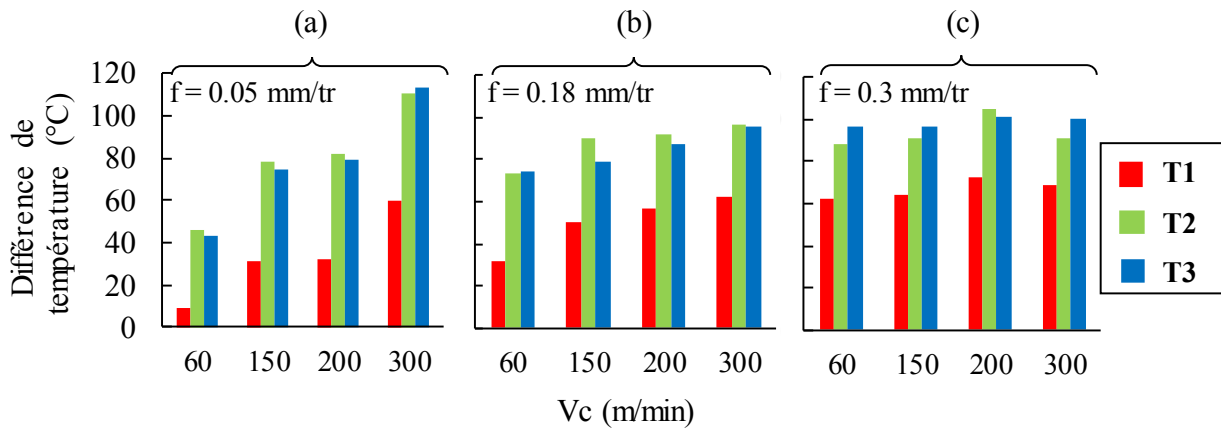


Figure III.30. Différence de température maximale (Figure III.28) entre les outils revêtus et non revêtu pour la même quantité de matière enlevée. (a) $f = 0.05$ mm/tr, (b) $f = 0.18$ mm/tr, (c) $f = 0.3$ mm/tr.

Afin de mieux voir l'effet de l'adoucissement thermique, les évolutions des efforts de coupe et la température en fonction de la vitesse de coupe ont été tracées sur la Figure III.31 et confrontées pour les quatre outils de coupe. Dans cette confrontation, l'avance f est prise constante ($f = 0.05$ mm/tr). On remarque que lorsque la température augmente avec la vitesse, les efforts de coupe diminuent systématiquement avec cette dernière.

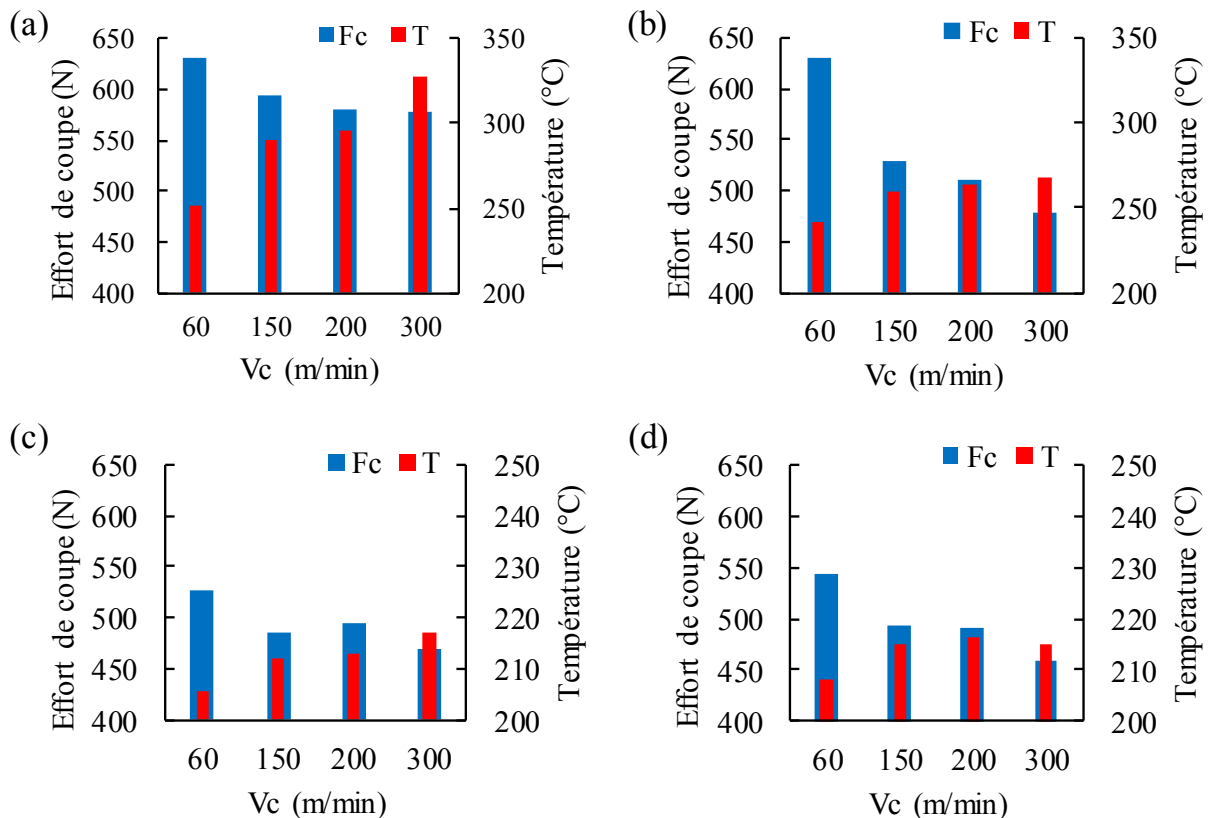


Figure III.31. Evolution des efforts de coupe et des températures mesurées en fonction de la vitesse de coupe pour $f = 0.05$ mm/tr. (a) Outil T_0 , (b) outil T_1 , (c) outil T_2 , (d) outil T_3 .

2.3.4. Bilan de l'étude expérimentale sur l'influence des revêtements

Des essais d'usinage à sec en configuration de coupe orthogonale sur l'acier 42CrMo4 ont été effectués avec quatre configurations d'outil de coupe **T0** (sans revêtement), **T1** (TiN), **T2** (TiCN/Al₂O₃) et **T3** (TiCN/Al₂O₃/TiN). L'étude a porté sur l'influence des couches de revêtement sur (i)- la morphologie du copeau, (ii)- les efforts de coupe et (iii)- la température. Il a été constaté que les revêtements ont peu d'influence sur la morphologie des copeaux. Cependant, les essais ont montré l'importance capitale des revêtements pour réduire les efforts de coupe et limiter l'augmentation de la température dans l'outil de coupe particulièrement dans des conditions de coupe extrêmes (vitesse de coupe V_c et avance f très élevées). Les deux outils **T2** et **T3** ont un comportement quasi-identique de point de vue mécanique et thermique. En effet, la couche supplémentaire de TiN dans l'outil **T3** avec sa faible épaisseur de 1 μm a peu d'effets en comparaison aux autres couches de revêtement. Les deux outils **T2** et **T3** ont fourni de meilleurs résultats que l'outil **T1**. Comme cela a été expliqué, la couche Al₂O₃ présente dans **T2** et **T3** joue le rôle d'une barrière thermique, ce qui empêche la température de diffuser dans l'outil à travers l'interface outil/copeau. En conséquence, l'effet de l'adoucissement thermique est amplifié dans la pièce et les efforts de coupe chutent.

3. Validation de la simulation numérique ALE

Avant de présenter les résultats de simulation ALE et de valider l'approche multi-étapes, on propose d'identifier tout d'abord les paramètres de contact (coefficient de frottement local μ_{loc} et la conductance thermique de contact h) indispensable pour lancer les simulations numériques. Ces paramètres serviront également à caractériser le chargement thermomécanique aux interfaces outil/copeau et outil/pièce.

3.1. Identification des paramètres de contact outil/pièce

La robustesse de la simulation numérique de l'usinage par EF dépend de la connaissance des paramètres à l'interface de contact outil/pièce (paramètres d'entrée). Pour cette raison, une étude paramétrique visant l'identification du coefficient de frottement local μ_{loc} et de la conductance thermique de contact h doit être effectuée, [202]. Une validation du modèle de la coupe orthogonale doit être réalisée ensuite en se basant sur les résultats d'essais expérimentaux présentés précédemment. Les étapes séquentielles de cette procédure d'identification sont résumées dans la *Figure III.32*.

Cependant, d'une manière générale, l'identification par méthode inverse consiste à minimiser l'erreur entre les résultats expérimentaux et les résultats numériques en utilisant un algorithme d'optimisation (ex : Algorithme Génétique GA [203]). Pour obtenir la meilleure concordance entre les deux résultats, il faut déterminer la valeur numérique à attribuer aux différents paramètres d'entrée du modèle, et cela généralement nécessite un nombre élevé de simulations. Dans le cas présent, en raison des temps de simulations EF-ALE, l'affectation des valeurs

d'entrées du modèle est effectuée manuellement avec un pas raisonnable [$(0 < \mu_{loc} < 1)$ et $50 < h < 1000 \text{ kW/m}^2/\text{°C}$].

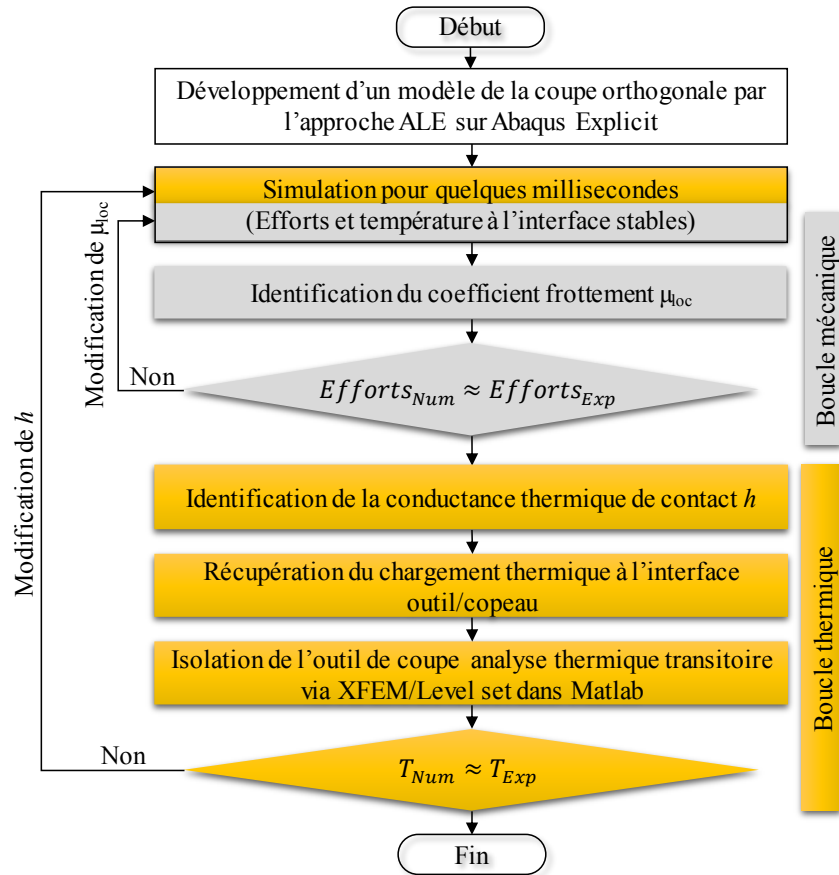


Figure III.32. Procédure d'identification des paramètres du contact outil/pièce.

3.1.1. Identification du coefficient de frottement local

Pour valider la simulation EF-ALE de la coupe orthogonale, les efforts expérimentaux issus de l'opération du tournage ont été utilisés. Contrairement à la température, les efforts d'usinage numériques se stabilisent dès les premiers instants de la simulation de la coupe (Figure III.33).

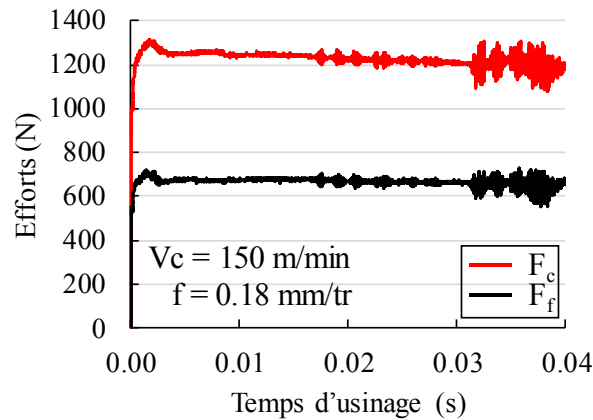


Figure III.33. Efforts de coupe numériques obtenus avec l'outil T1.

Une étude paramétrique suivant la procédure d'identification (boucle mécanique, [Figure III.32](#)) a été effectuée pour identifier le coefficient de frottement local μ_{loc} , ce qui permet de confronter les efforts de coupe expérimentaux et numériques. La valeur du coefficient de frottement local est choisie selon la valeur minimale de la différence entre les paramètres numériques et expérimentaux (effort de coupe ΔF_c , effort d'avance ΔF_f et coefficient de frottement apparent $\Delta \mu_{app}$). Un paramètre $\Delta F \mu$ (voir l'équation (III.69)) est calculé pour obtenir la valeur moyenne des trois différences (ΔF_c , ΔF_f et $\Delta \mu_{app}$). La valeur du coefficient de frottement local a balayé la plage entre 0.4 et 0.8 avec un pas de 0.1. L'étude porte uniquement sur les outils revêtus (**T1**, **T2** et **T3**).

$$\begin{cases} \Delta F_c (\%) = (F_{c_Exp} - F_{c_Num}) / F_{c_Exp} \\ \Delta F_f (\%) = (F_{f_Exp} - F_{f_Num}) / F_{f_Exp} \\ \Delta \mu_{app} (\%) = (\mu_{app_Exp} - \mu_{app_Num}) / \mu_{app_Exp} \\ \Delta F \mu (\%) = moy(|\Delta F_c| + |\Delta F_f| + |\Delta \mu_{app}|) \end{cases} \quad (III.69)$$

La [Figure III.34](#) résume les résultats de cette étude, et montre l'effet de μ_{loc} sur les différents paramètres de l'expression (III.69) (ΔF_c , ΔF_f et $\Delta \mu_{app}$) pour la condition de coupe d'identification (condition stable) ([Tableau III.6](#)). On remarque que la variation de μ_{loc} a plus d'influence sur les efforts d'avance que sur les efforts de coupe. En effet, ΔF_f varie plus avec l'augmentation de μ_{loc} . D'après la [Figure III.35](#) qui représente l'évolution de $\Delta F \mu$ en fonction de μ_{loc} pour les trois outils de coupe, pour un $\Delta F \mu$ minimal, un coefficient de frottement local $\mu_{loc} = 0.6$ est obtenu pour l'outil **T1** et $\mu_{loc} = 0.5$ pour les outils **T2** et **T3**.

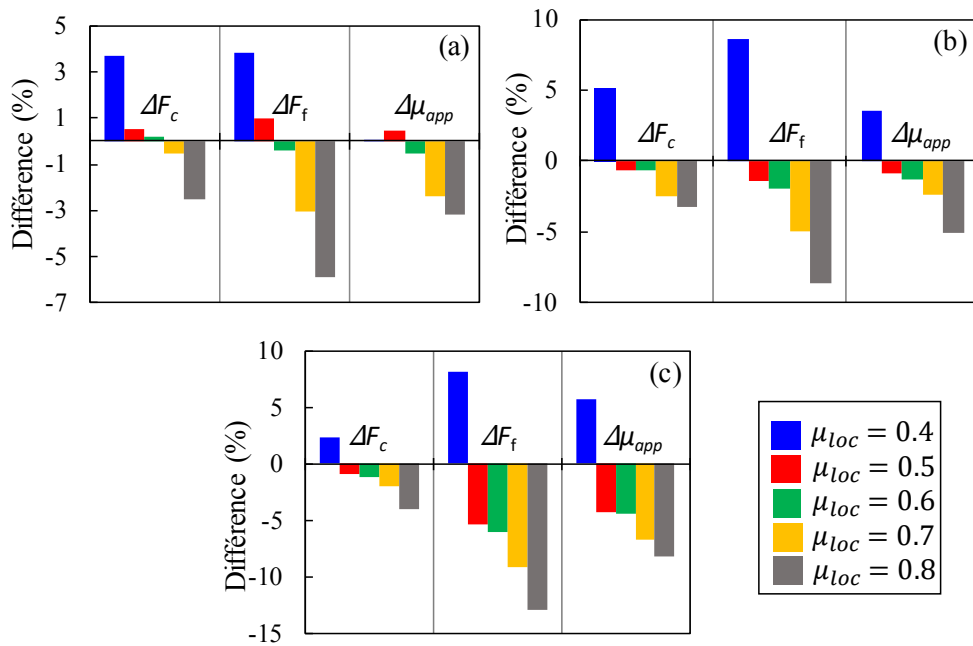


Figure III.34. Différence entre les quantités expérimentales et numériques ΔF_c , ΔF_f et $\Delta \mu_{app}$ pour la condition ($V_c = 150$ m/min, $f = 0.18$ mm/tr). (a) outil **T1**, (b) outil **T2**, (c) outil **T3**.

Tableau III.6. Condition de coupe utilisée pour l'identification.

Vc (m/min)	f (mm/tr)	Angle de coupe (°)	Angle de dépouille (°)
150	0.18	2	7

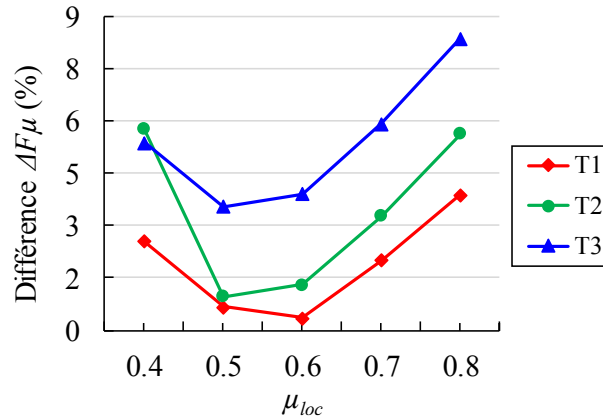


Figure III.35. Evolution du paramètre $\Delta F\mu$ en fonction de μ_{loc} .

3.1.2. Identification de la conductance thermique de contact h

Une fois le coefficient de frottement local identifié, une étude paramétrique est faite pour déterminer la conductance thermique de contact h avec la même condition (Tableau III.6). Pour cela, le coefficient de partage $a = 0.85$ a été maintenu constant pour les trois outils de coupe revêtus : 15% de la chaleur générée par le frottement sont transmis à l'outil et 85% à la pièce. Cette valeur a été considérée dans les travaux de Courbon [204] pour le même matériau usiné.

Avant de lancer l'identification du paramètre de contact thermique avec la simulation EF-ALE, il est essentiel de vérifier que la durée simulée d'usinage est suffisamment longue pour que la température à la surface de contact de l'outil soit quasi-stable. L'observation de la température nodale des nœuds de l'outil au niveau de l'interface outil/copeau (Figure III.36(a)) montre que l'évolution de la température nodale vers la fin de l'analyse tend vers une valeur constante. Par conséquent, la température à l'interface de l'outil est considérée en régime quasi-stationnaire ce qui implique que le temps d'usinage simulé de 0.04s est suffisant pour récupérer le chargement thermique à l'interface de l'outil. Ceci est bien clair dans la Figure III.36(b) qui représente les taux d'évolution de la température calculés à l'aide de l'expression (III.70) pour les trois nœuds sélectionnés (N1, N2 et N3). En effet, ces taux sont quasiment nuls entre l'intervalle de temps d'usinage 0.03 et 0.04s (zone stable) impliquant une faible variation temporelle de la température.

$$\frac{dT}{dt} = \frac{T_2 - T_1}{t_2 - t_1} \quad (\text{III.70})$$

avec T_1 et T_2 les températures à l'instant t_1 et t_2 ($t_2 > t_1$).

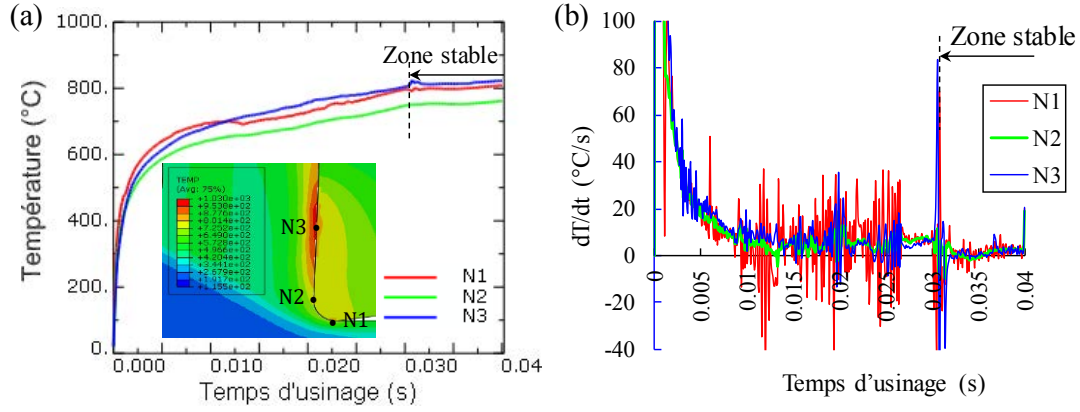


Figure III.36. (a) Evolution de la température nodale à l'interface outil/copeau pour la condition ($V_c = 150$ m/min, $f = 0.18$ mm/tr) avec $\mu_{loc} = 0.6$ et $h=500$ kW/m²/°C, (b) taux d'évolution de la température.

Les valeurs tests pour h sont 50, 300, 500 et 1000 kW/m²/°C. Pour une valeur de a fixée, plus la valeur de h est grande plus le flux par conduction est favorisé. Courbon [204] explique que ce flux, allant de la pièce vers l'outil, provient de l'échauffement différentiel lié à la répartition hétérogène de la chaleur générée par frottement (85% de la chaleur transmise au copeau). De ce fait, la température à l'interface outil/copeau tend à s'équilibrer. La Figure III.37 montre l'impact prévisible de la valeur de h sur la distribution de température dans l'outil de coupe pour les valeurs sélectionnées de h , particulièrement pour une amplitude élevée $h=1000$ kW/m²/°C. Quelle que soit la valeur de h , le profil de température dans le copeau change sensiblement sauf loin de l'interface de contact où la température augmente d'environ 75 °C quand h passe de 50 à 1000 kW/m²/°C.

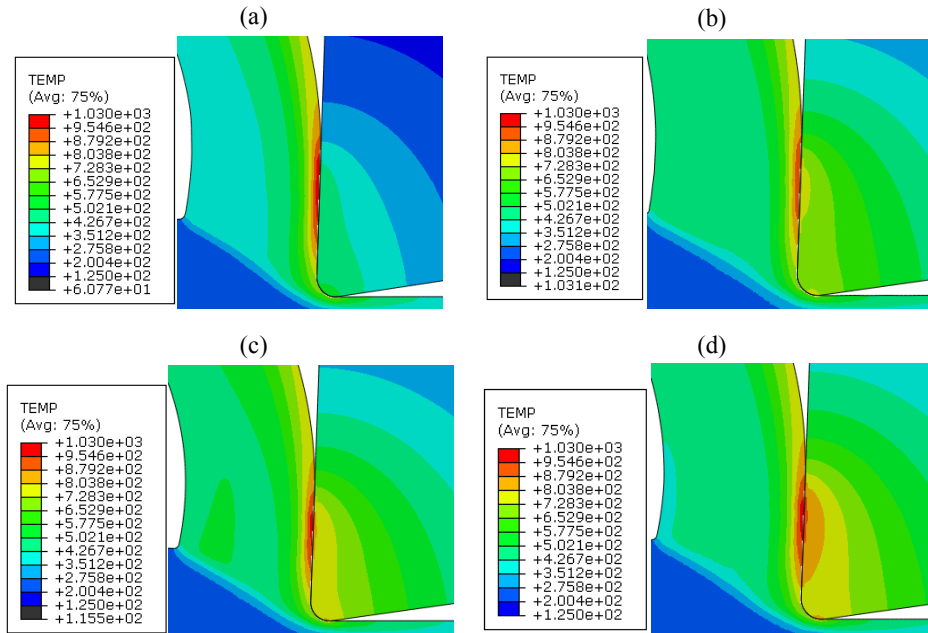


Figure III.37. Influence de la conductance thermique de contact sur le champ de température de l'outil avec l'outil T1 pour la condition : $V_c = 150$ m/min et $f = 0.18$ mm/tr (temps d'usinage simulé 0.04 s). (a) $h = 50$, (b) $h = 300$, (c) $h = 500$ et (d) $h = 1000$ kW/m²/°C.

Pour mieux observer ces variations, le profil de température le long de la surface active de l'outil est tracé dans la *Figure III.38* pour différentes valeurs de h . En effet, une élévation de température d'environ 400 °C se produit au même endroit lorsque h passe de 50 à 1000 kW/m²/°C. En outre, la distribution de température change en fonction de h . On note que le point chaud s'éloigne de l'arête de coupe avec l'augmentation de h .

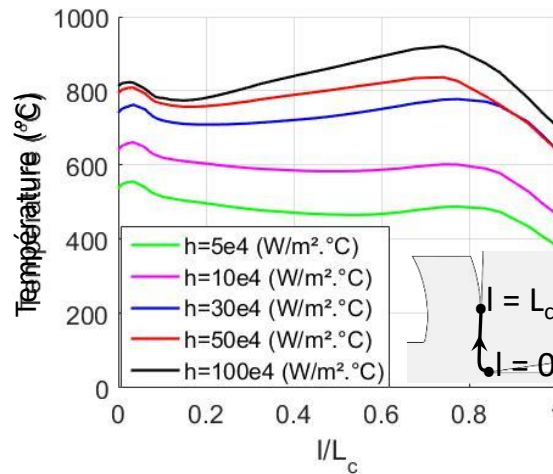


Figure III.38. Influence de la conductance thermique de contact sur la distribution de température dans la zone active de l'interface de l'outil.

Une étude sur la sensibilité des efforts d'usinage à la variation des paramètres thermiques de contact, particulièrement à la conductance thermique de contact h , a été également effectuée. La *Figure III.39* montre que les efforts de coupe s'avèrent peu sensibles à la variation de h . En effet, pour un coefficient de frottement local fixe ($\mu_{loc} = 0.5$), une erreur inférieure à 5% a été notée entre les efforts numériques et expérimentaux quelle que soit la valeur de h . Les travaux d'Arrazola [205] confirment ces résultats. La formulation du frottement utilisée ne dépend pas de la température, cela peut être la cause principale de la faible variation des efforts de coupe et d'avance par rapport à la variation de température au niveau de l'interface outil/copeau. De plus, comme cela a été mentionné, la température dans la pièce usinée reste inchangée ce qui implique que l'effet de l'adoucissement thermique dans la matière reste également inchangé.

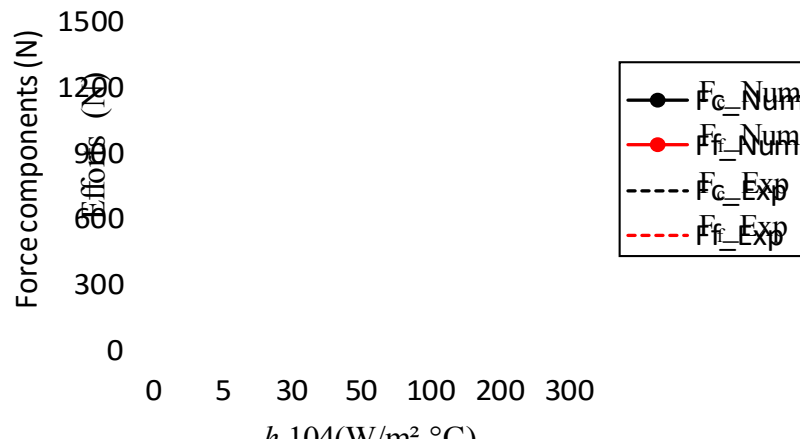


Figure III.39. Influence de la conductance thermique de contact sur les efforts d'usinage (outil T1).

À l'aide d'une station de calcul (Xeon 1.9GHz, 2 processeurs et RAM 16 Go), un temps de calcul CPU de 2 jours est nécessaire pour simuler le processus d'enlèvement de matière pendant 0.04s de temps d'usinage. Pour cette durée d'usinage, les efforts de coupe se stabilisent rapidement ainsi que la température à l'interface de l'outil. Cependant, aucune conduction de la chaleur significative aux alentours de la position du thermocouple ne se produit pendant la durée de la coupe simulée (0.04s). La température reste égale à sa valeur initiale de 20°C. Il est donc impossible d'obtenir l'évolution de la température à la position du thermocouple avec un temps de calcul CPU raisonnable via la simulation EF-ALE.

Pour optimiser au maximum le temps de calcul CPU, le modèle XFEM/Level-set développé dans le deuxième chapitre est exploité. En suivant la boucle thermique (*Figure III.32*), l'analyse thermique transitoire sur l'outil revêtu après avoir appliqué les conditions aux limites issues de la simulation EF-ALE, nécessite uniquement quelques minutes (environ 5 min) en temps CPU pour une durée de coupe correspondante à celle de l'usinage expérimental réel (environ 9 s). Ceci est principalement dû au choix de la taille des éléments du maillage qui sont supérieurs aux épaisseurs des revêtements ce qui permet d'avoir un grand pas de temps ($\Delta t = 8.10^{-3}$ s). L'outil de coupe a été maillé avec 490 éléments. Dans le but d'augmenter la précision de la solution, un nombre élevé de points d'intégration (128 points) uniquement dans les éléments enrichis a été également utilisé. La *Figure III.40* montre le maillage utilisé avec la représentation de l'interface via la Level-set, ainsi que le positionnement des points d'intégration dans la géométrie de l'outil **T1**.

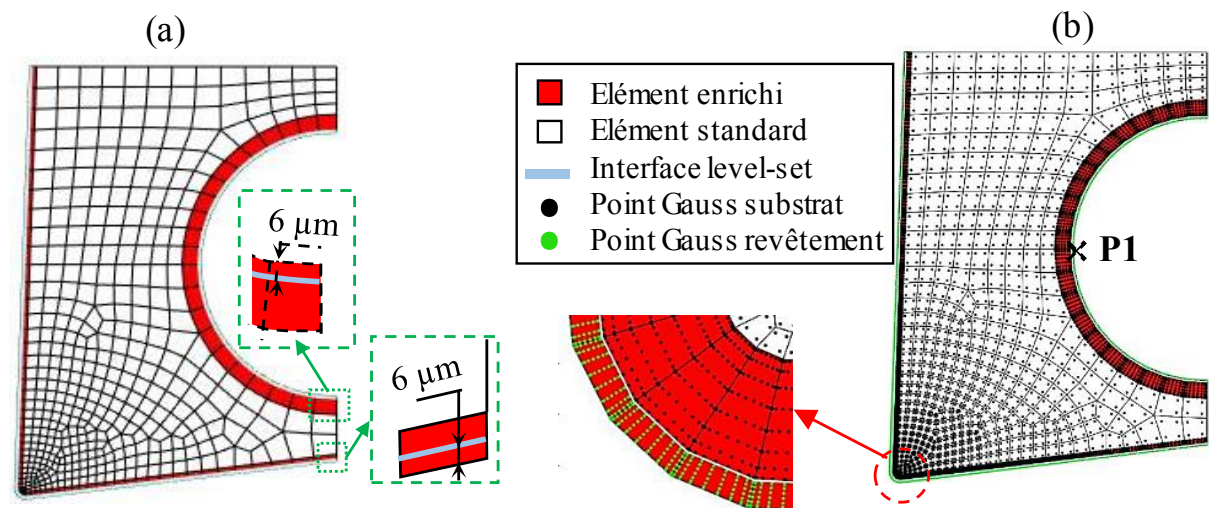


Figure III.40. (a) Maillage de l'outil **T1** avec la représentation de l'interface via la fonction Level-set. (b) Représentation des points de Gauss (128 points) dans les éléments enrichis.

Comme cela a été mentionné auparavant, les couches de revêtement sont présentes dans le perçage du thermocouple. Il y a deux possibilités pour représenter l'interface (revêtement/substrat) via la fonction Level-set. La première consiste à utiliser un contour fermé, ce dernier traverse le maillage de la géométrie de l'outil uniquement dans les endroits où le

revêtement est observé expérimentalement, c'est-à-dire au niveau du perçage du thermocouple et des surfaces limites (*Figure III.41(a)*). La deuxième possibilité est d'utiliser deux fonctions Level-set avec des contours ouverts (*Figure III.41(b)*). Les deux solutions mènent aux mêmes résultats.

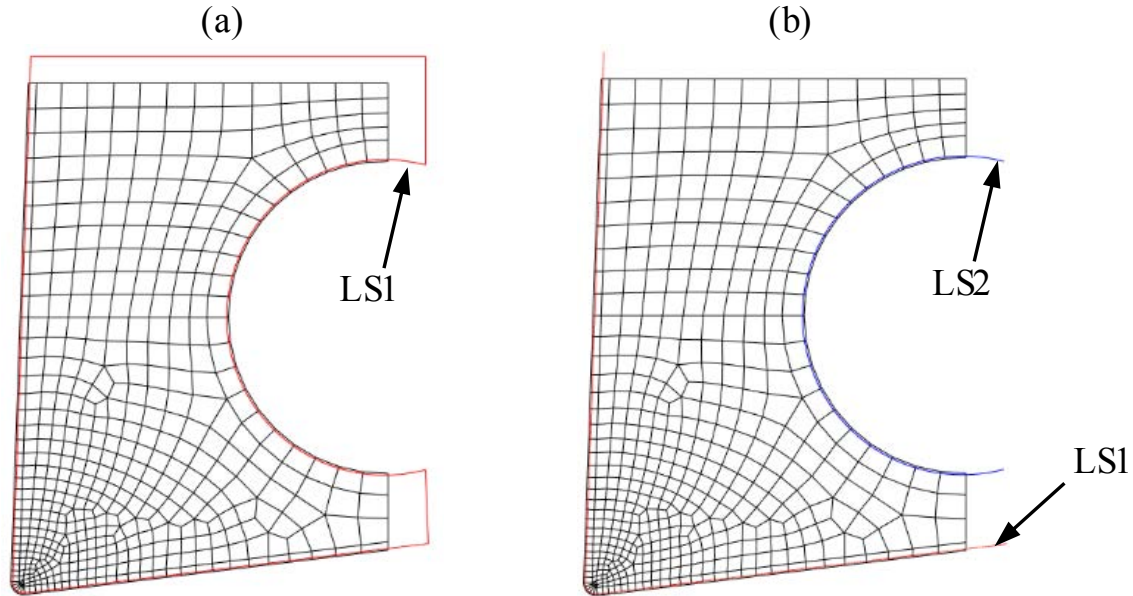


Figure III.41. Représentation de la fonction Level-set. (a) LS contour fermé, (b) deux LS contour ouvert.

Les *Figure III.42(a)*, (b) et (c) montrent l'évolution de la température au point P1 de la *Figure III.40(b)* en fonction de la variation de h pour les outils **T1**, **T2** et **T3** respectivement. Les mesures expérimentales de température sont également présentées sur les mêmes figures. Pour les différentes valeurs de h , la température est plus ou moins supérieure à la température expérimentale. Pour un écart minimal entre la température expérimentale et numérique, une valeur de conductance thermique de contact h pour l'outil **T2** et **T3** ($h = 20.10^4 \text{ W/m}^2/\text{°C}$) plus faible que celle de l'outil **T1** ($h = 30.10^4 \text{ W/m}^2/\text{°C}$) est obtenue. Ceci est dû aux caractéristiques thermiques des revêtements de l'outil **T2** et **T3**. En effet, les calculs montrent que les revêtements à faible conductivité thermique servent de barrière thermique. Cela conduit en particulier à des températures plus élevées à l'interface de contact de l'outil tandis que les températures dans le substrat sont considérablement réduites. Le revêtement Al_2O_3 se comporte comme la meilleure barrière thermique des revêtements comparés. Les résultats issus de l'étude d'identification des paramètres de contact sont résumés dans le *Tableau III.7*.

Tableau III.7. Paramètres de contact obtenus.

Outil	μ_{loc}	$h \text{ (kW/m}^2/\text{°C)}$	$a \text{ (%) vers la pièce}$
T1	0.6	300	85
T2 et T3	0.5	200	85

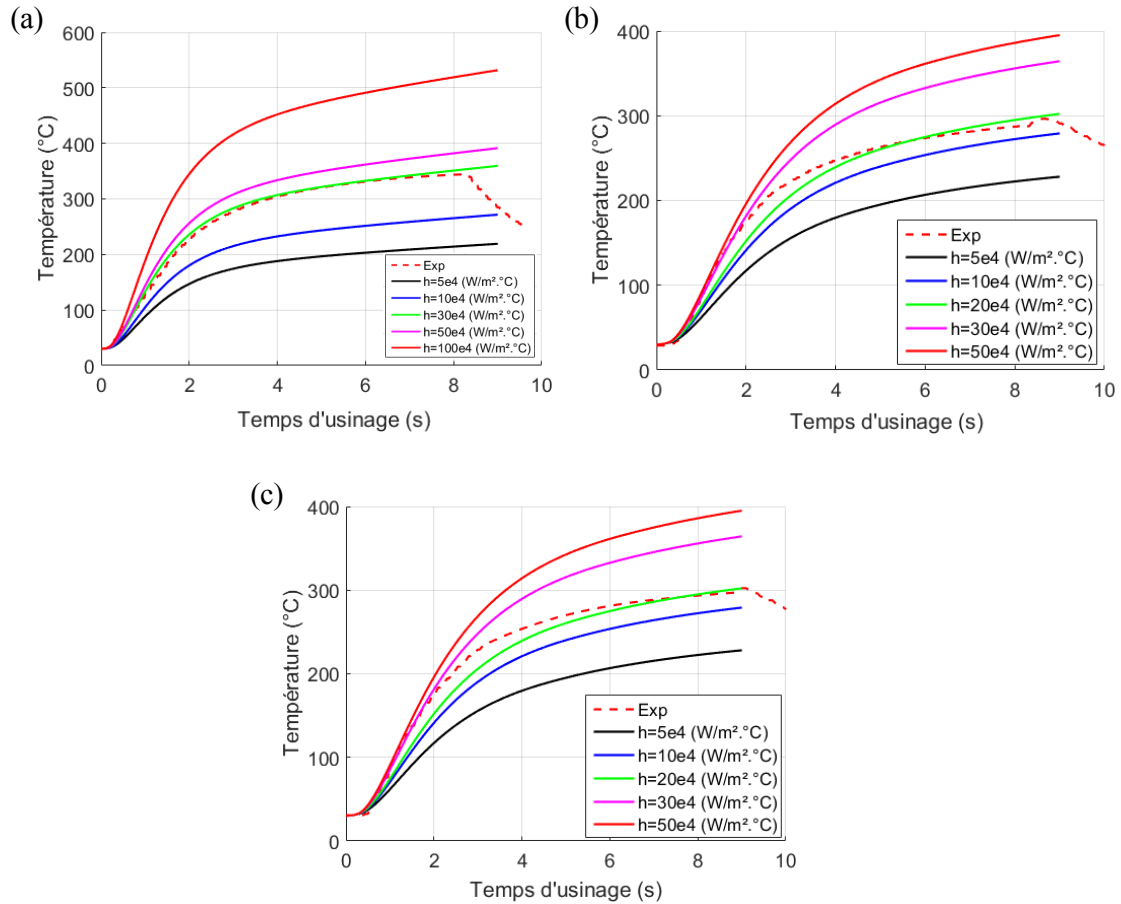


Figure III.42. Evolution de la température au point **P1** de la Figure III.40(b) en fonction de la variation de la conductance thermique de contact. (a) outil **T1**, (b) outil **T2**, (c) outil **T3**.

3.2. Validation de l'approche de simulation multi-étapes

Les paramètres de contact ont été déterminés pour la condition $V_c = 150$ m/min et $f = 0.18$ mm/tr pour les outils revêtus **T1**, **T2** et **T3**. La validation de la procédure multi-étapes sera effectuée sur les autres conditions de coupe du [Tableau III.5](#) en gardant les mêmes valeurs de μ_{loc} et h identifiées dans le paragraphe 3.1.

3.2.1. Validation des efforts de coupe

La comparaison entre les efforts de coupe mesurés et les efforts prédits en fonction des vitesses de coupe pour une avance de $f = 0.05$ mm/tr est donnée dans la [Figure III.43](#)(a), (b) et (c) pour les trois outils **T1**, **T2** et **T3** respectivement. Globalement, les efforts de coupe prédits et mesurés sont en bon accord. Cependant, les efforts d'avance simulés sont sous-estimés dans tous les cas. Cette sous-estimation des efforts d'avance est souvent observée dans la littérature [8,206,207]. Elle est expliquée par le retour élastique au niveau de la surface fraîchement usinée (au niveau du contact avec l'arête de coupe) dans la simulation. Par contre, pour les avances plus importantes ($f = 0.18$ et 0.3 mm/tr), l'écart entre les efforts d'avance numériques et expérimentaux devient plus faible ([Figure III.44](#) et [Figure III.45](#)).

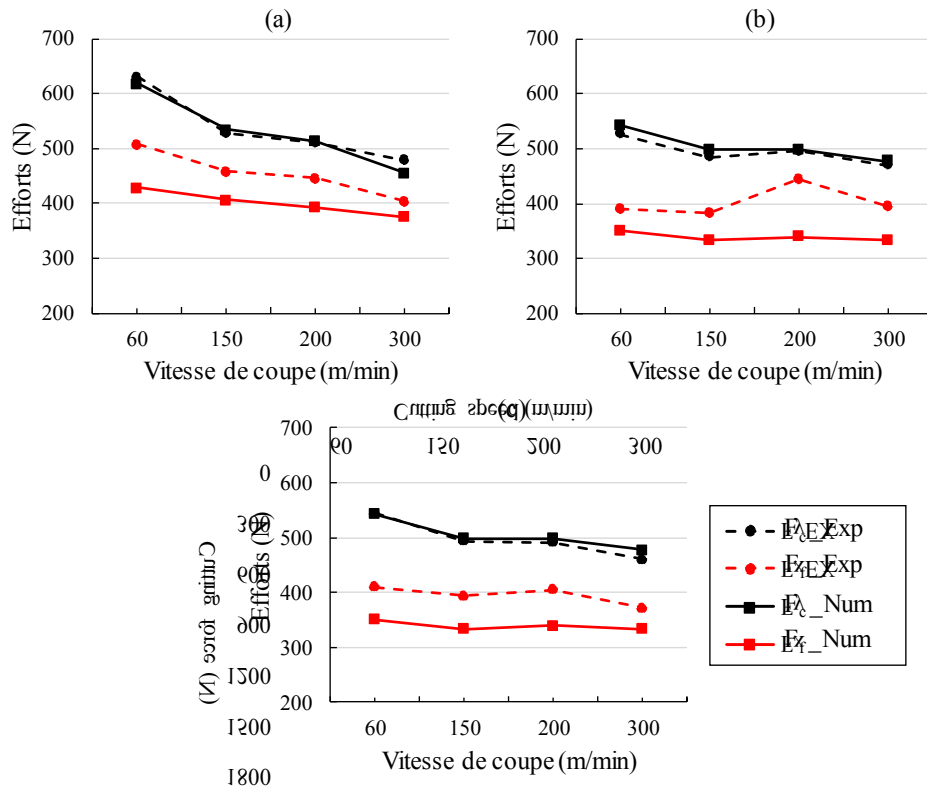


Figure III.43. Efforts de coupe et d'avance prédits et comparés aux mesures expérimentales pour différentes vitesses de coupe et $f = 0.05$ mm/tr (a) outil T1, (b) outil T2, (c) outil T3.

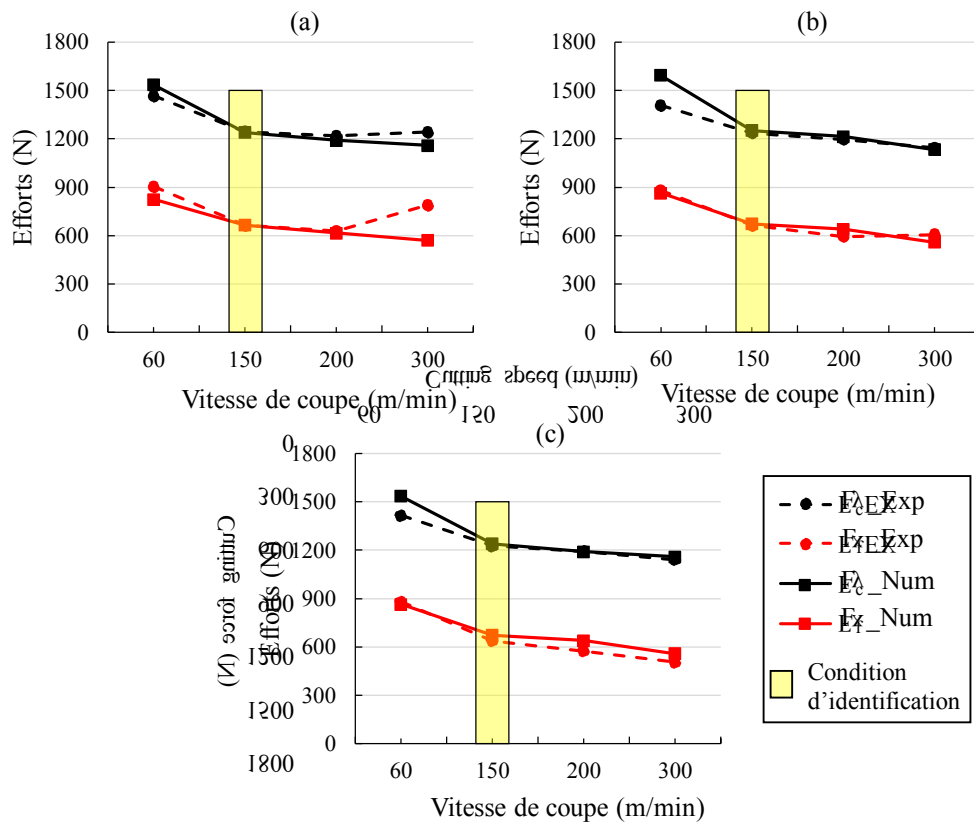


Figure III.44. Efforts de coupe et d'avance prédits et comparés aux mesures expérimentales pour différentes vitesses de coupe et $f = 0.18$ mm/tr (a) outil T1, (b) outil T2, (c) outil T3.

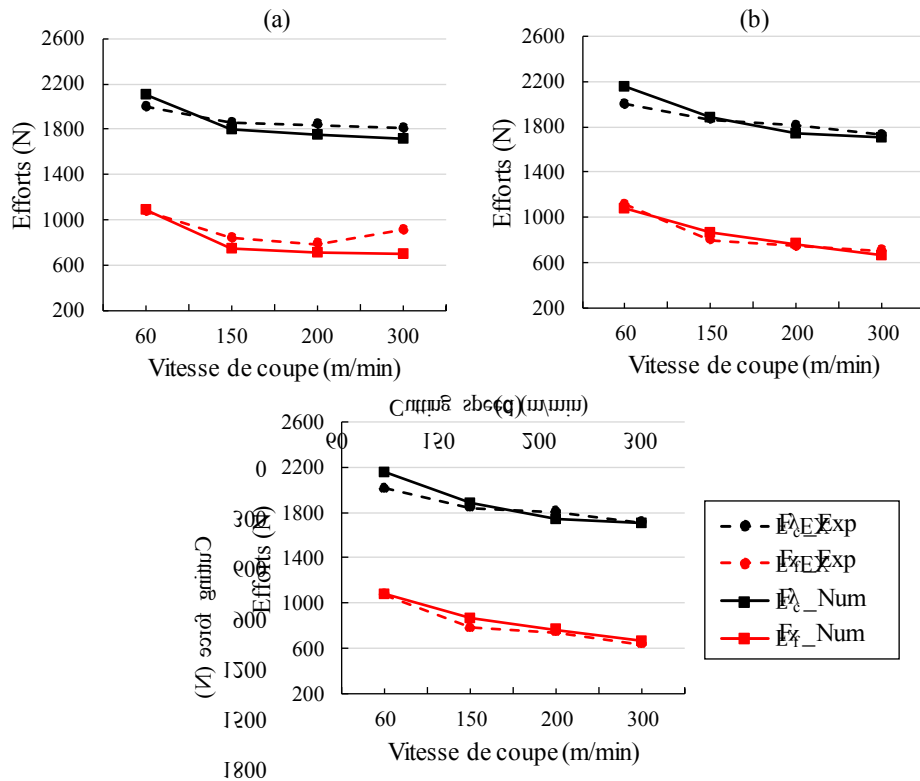


Figure III.45. Efforts de coupe et d'avance prédits et comparés aux mesures expérimentales pour différentes vitesses de coupe et $f = 0.3 \text{ mm/tr}$ (a) outil T1, (b) outil T2, (c) outil T3.

Pour l'outil T1, lors de l'usinage à grande vitesse de coupe ($V_c = 300 \text{ m/min}$), on remarque que les efforts d'usinage numériques continuent à diminuer pour $f = 0.18$ et 0.3 mm/tr (Figure III.44 et Figure III.45), alors qu'ils augmentent sur les courbes expérimentales. La non prise en compte de l'usure des outils dans la simulation explique cette différence avec les essais. On note également que pour toutes les avances et tous les outils de coupe, la plus faible estimation des efforts d'usinage se produit à $V_c = 60 \text{ m/min}$ à part dans le cas de l'outil T1 à grande vitesse de coupe. Globalement on peut considérer les résultats des simulations satisfaisants à l'exception des cas particuliers mentionnés précédemment.

3.2.2. Validation de la température

De la même façon que pour la validation des efforts d'usinage, la température mesurée par le thermocouple est comparée avec celle obtenue numériquement pour les différentes configurations d'outils de coupe T1, T2 et T3. Cependant, les comparaisons pour l'avance $f = 0.3 \text{ mm/tr}$ n'ont pas eu lieu en raison des très faibles temps d'usinage (1 à 2s). En effet avec ces temps d'usinage, la température au niveau du thermocouple ne dépasse pas le début de la phase 1 (Figure III.15). Sur la Figure III.46 et Figure III.47 pour $f = 0.05 \text{ mm/tr}$ et $f = 0.18 \text{ mm/tr}$ respectivement, une bonne reproduction de l'évolution de la température mesurée (thermocouple) est obtenue par la simulation numérique (point P1) pour la quasi-totalité des conditions sélectionnées et outils de coupe T1, T2 et T3. En effet les résultats numériques ont permis d'avoir des tendances et des amplitudes proches des résultats expérimentaux.

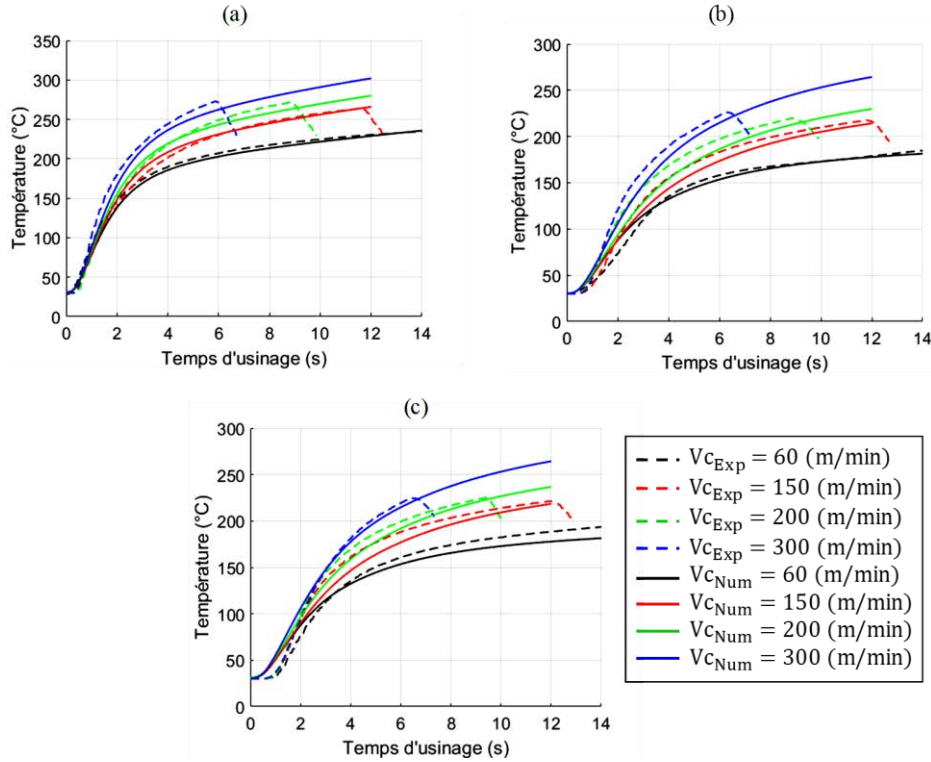


Figure III.46. Evolution de la température au point P1 (Figure III.40(b)) prédits et comparés aux mesures expérimentales pour différentes vitesses de coupe et $f = 0.05$ mm/tr. (a) outil T1, (b) outil T2, (c) outil T3.

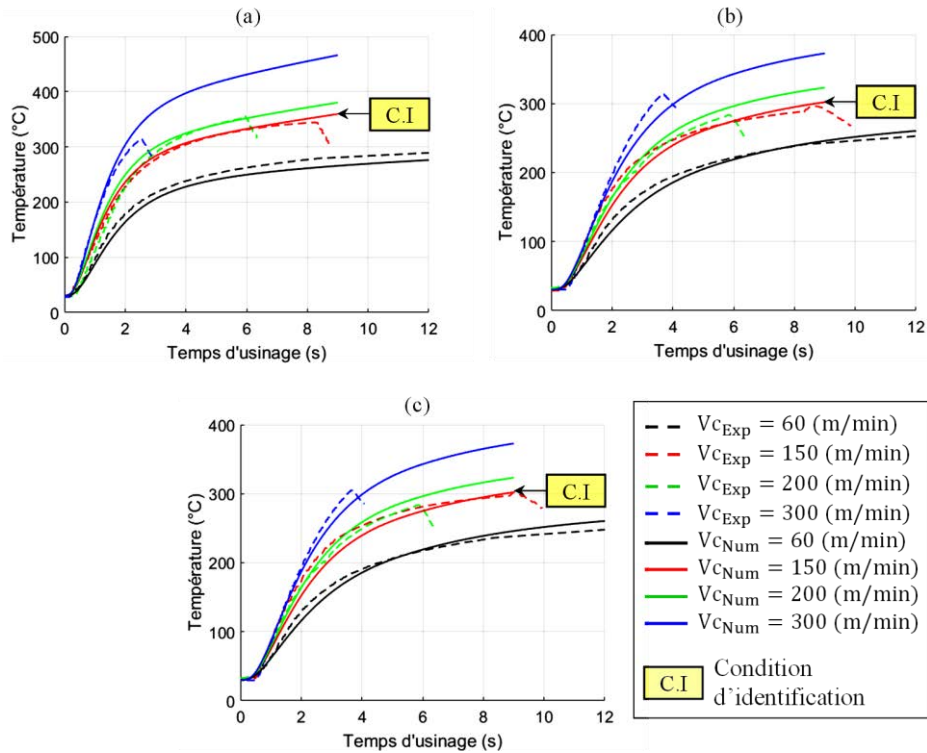


Figure III.47. Evolution de la température au point P1 (Figure III.40(b)) prédits et comparés aux mesures expérimentales pour différentes vitesses de coupe et $f = 0.18$ mm/tr. (a) outil T1, (b) outil T2, (c) outil T3.

Pour la même quantité de matière enlevée, la *Figure III.48(a)* et (b) représentent l'écart entre la température mesurée et numérique en fonction de la vitesse de coupe pour $f = 0.05$ et 0.18 mm/tr respectivement. On remarque que quels que soient la condition de coupe ou le type de revêtement, l'écart maximal ne dépasse pas 9%. On note également que pour les trois outils **T1**, **T2** et **T3**, les écarts de température les plus importants se produisent pour les vitesses de coupe $V_c = 60$ et 300 m/min loin de la condition d'identification $V_c = 150$ m/min.

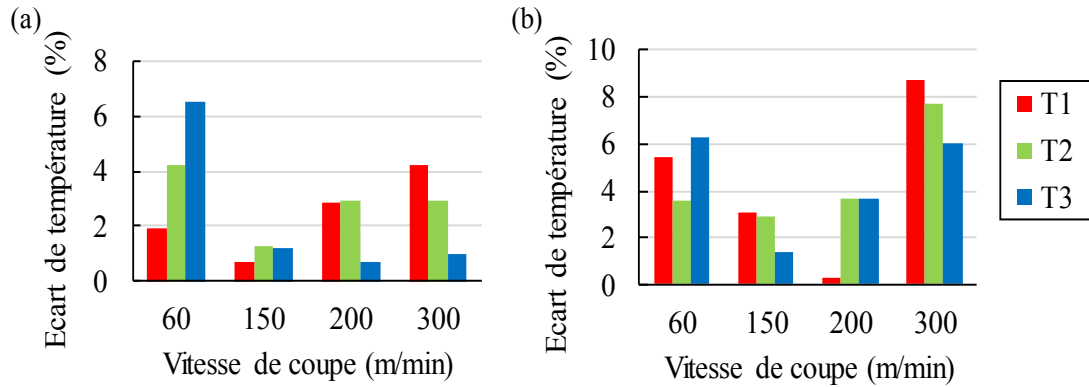


Figure III.48. Ecart entre la température expérimentale et numérique pour (a) $f = 0.05$ mm/tr et (b) $f = 0.18$ mm/tr.

4. Conclusion

Dans ce chapitre, une approche de simulation multi-étapes a été proposée pour étudier le comportement des outils de coupe revêtus avec des revêtements mono et multicouches lors d'une opération d'usinage en configuration de coupe orthogonale. Le but de cette approche est d'optimiser le temps de calcul CPU pour simuler une opération réelle d'usinage. Pour chaque configuration de revêtement, la valeur du coefficient de frottement local a été identifiée avec la simulation EF-ALE du processus d'usinage. Pour déterminer la conductance thermique de contact, le couplage XFEM/Level-set a été exploité pour effectuer une analyse thermique transitoire sur les outils revêtus. Le but de l'utilisation de cette méthode est d'éviter à la fois le raffinement de maillage (synonyme d'un temps de calcul CPU très élevé) à l'échelle de l'épaisseur des revêtements, et d'assurer la continuité du champ de température à l'interface revêtements/substrat.

Dans un premier temps, une seule condition de coupe a été considérée pour déterminer les paramètres de contact outil/pièce. Ensuite, une validation sur une large gamme de vitesses de coupe a été effectuée. Les résultats de simulations ont été comparés avec les données expérimentales en termes d'efforts d'usinage moyens et de température de coupe. D'une manière globale, les résultats numériques obtenus sont proches de ceux obtenus par les essais expérimentaux.

Chapitre 4 : Prédiction de l'usure des outils revêtus en utilisant l'approche multi-étapes

Introduction

L'usure des outils a une grande influence sur la qualité des pièces, la formation des copeaux et la stabilité du processus de coupe. Donc, la connaissance des mécanismes d'usure des outils de coupe et la prédiction de leur durée de vie sont nécessaires en usinage des métaux ou même dans autres procédés comme l'emboutissage, [208].

Ce chapitre se consacre à la prédiction de l'usure des outils de coupe revêtus. Les objectifs de ce chapitre sont les suivants :

- (1) le développement d'une méthodologie de simulation basée sur le modèle couplé XFEM/Level-set, pour prédire la progression de l'usure et l'évolution de la géométrie des outils en carbure revêtus pendant l'usinage en configuration de coupe orthogonale de l'acier 42CrMo4;
- (2) la validation de la méthodologie proposée en comparant les durées de vie simulées avec les essais pour différentes conditions de coupe;
- (3) la réalisation d'une étude paramétrique pour analyser l'effet du chargement thermomécanique (vitesse de glissement, pression et température) au niveau de l'interface de l'outil et du nombre de couches de revêtements sur la durée de vie des outils.

Notons que les paramètres matériaux et les paramètres de contact identifiés dans le chapitre 3 sont exploités dans cette étude.

1. Prédiction de l'usure des outils de coupe revêtus

Le principal inconvénient de la plupart des modèles de simulation de la coupe dans la littérature, tient au fait qu'ils ne fournissent pas d'informations directes sur l'évolution de l'usure de l'outil (c'est-à-dire sa modification géométrique et le taux d'usure). Du point de vue tribologique, généralement la croissance de l'usure des outils (usure en cratère et usure en dépouille) dépend en grande partie de la température, des contraintes et de la vitesse de glissement lors de la coupe. En prédisant ces grandeurs à partir de la simulation de la coupe et en intégrant le calcul du taux d'usure, l'évolution de l'usure le long des interfaces outil-copeau et outil-pièce peut être estimée de manière fiable. La nouvelle géométrie d'outil de coupe usé peut alors être déterminée en fonction du taux d'usure.

Nous avons vu dans le chapitre 1 que la simulation par élément finis est bien adaptée à l'étude de l'usure des outils de coupe lors de l'usinage. Cependant, cette méthode a été utilisée pour simuler l'usure des outils de coupe dont les géométries sont simples et non revêtues. Or, la majorité des outils de coupe dans le milieu industriel sont revêtus et ont des formes complexes. Par conséquent, la prise en compte des couches de revêtement dans la simulation de l'usure des outils est indispensable.

1.1. Approche multi-étapes pour la prédiction de l'usure

La durée de vie des outils de coupe en usinage dépend du type de revêtement, du matériau de la pièce et des conditions de coupe. Quelques millisecondes de simulation pour la formation de copeaux permettent d'avoir l'état d'équilibre du chargement thermomécanique au niveau de l'interface de contact, mais cela nécessite plusieurs heures voire plusieurs jours de temps de calcul CPU. Par conséquent, simuler une durée de vie d'outil n'est pas réalisable avec un modèle EF standard en raison du temps de calcul CPU prohibitif.

Pour prédire la progression de l'usure des outils de coupe revêtus, l'approche de modélisation multi-étapes décrite dans le chapitre 3 a été adoptée. Rappelons les étapes de cette approche. Dans un premier temps, la simulation de la coupe orthogonale à l'aide de l'approche ALE (Eulérienne Lagrangienne Arbitraire) est réalisée par le code Abaqus, afin de simuler le processus de formation de copeaux et calculer le chargement thermomécanique sur la face de l'outil (pression, vitesse de glissement et température). Dans la deuxième étape, l'outil de coupe est isolé et une analyse thermique transitoire est réalisée en utilisant le couplage XFEM/Level-set. Cette étape est appliquée à l'outil chargé pour de longues durées correspondant au temps d'usinage expérimental réel. Une dernière étape est ajoutée dans cette approche pour intégrer l'usure. Les informations sur le chargement thermomécanique (pression normale, vitesse de glissement et température) récupérées sur les nœuds du profil de l'outil sont appliquées à l'interface de l'outil revêtu comme une condition aux limites dans la zone active de l'outil (zone de contact outil-copeau et outil-pièce). Un déplacement nodal du maillage à l'interface de l'outil de coupe en accord avec le taux d'usure local calculé est effectué à chaque incrément pour faire évoluer la géométrie de l'outil avec l'usure.

Étant donné que la précision de la simulation de l'usure des outils dépend fortement du chargement thermomécanique, les résultats obtenus dans le chapitre 3 en termes de paramètres de contact à l'interface outil-copeau et outil-pièce (coefficient de friction local μ_{loc} et conductance thermique de contact h) sont exploités dans cette étude. L'équation d'usure d'Usui est utilisée pour calculer le taux d'usure local des outils en fonction du chargement thermomécanique appliqué par le matériau usiné. L'équation (III.71) donne l'expression de cette loi :

$$\frac{dW}{dt} = C_1 \cdot \sigma_n \cdot V_g \cdot \exp\left(-\frac{C_2}{T}\right) \quad (\text{III.71})$$

La loi d'Usui a principalement été développée pour l'usure par adhésion au niveau de la face de coupe de l'outil. Kitagawa et al. [209] ont montré que ce modèle donne également des résultats prometteurs pour la prédiction de l'usure en dépouille. Comme le montre l'équation (III.71), l'usure est gouvernée par la contrainte normale σ_n , la vitesse de glissement locale V_g et la température nodale T . C_1 et C_2 sont des constantes qui doivent être calibrées pour une combinaison de matériaux outil-pièce donnés, [210].

Les mêmes géométries d'outils **T0** (sans revêtement), **T1** (TiN), **T2** (TiCN/Al₂O₃) et **T3** (TiCN/Al₂O₃/TiN) présentées dans le Chapitre 3 sont considérées avec les mêmes dimensions. Le [Tableau IV. 1](#) résume la condition de coupe choisie pour identifier les coefficients C_1 et C_2 de l'équation (III.71) pour chaque matériau d'outil. Une vitesse de coupe élevée est choisie dans le but d'accélérer l'usure de l'outil. Des essais d'usure ont également été menés pour les quatre configurations d'outils de coupe. Les résultats expérimentaux sont utilisés pour l'identification des coefficients C_1 et C_2 ainsi que pour la validation de l'approche proposée.

Tableau IV. 1. Condition de coupe utilisée pour l'identification.

Vc (m/min)	f (mm/tr)	Angle de coupe (°)	Angle de dépouille (°)
300	0.18	2	7

1.2. Algorithme d'usure des outils de coupe

Le modèle XFEM/Level-set avec la loi d'usure ci-dessus a été programmé sous le code Matlab pour calculer l'usure des outils de coupe revêtus lors de l'usinage.

Dans la littérature, plusieurs auteurs font une distinction entre l'incrément de temps de la simulation d'usinage et l'incrément de l'usure. Cette distinction a pour but de réduire le temps de calcul CPU global. Pour déterminer les incréments d'usure optimaux, Xie et al. [211] ont mis en place un algorithme complexe en se basant sur la courbe conventionnelle de l'évolution d'usure en dépouille de l'outil. D'autres auteurs ont choisi de définir un incrément d'usure manuel [212,213].

Avec l'approche proposée dans ce chapitre et l'utilisation du modèle XFEM/Level-set, il n'y a pas d'obligation de séparer les deux incréments de temps (pour la simulation de l'usinage et l'usure) car le temps de calcul CPU est efficacement optimisé. Par contre, dans le cas des revêtements à très faible épaisseur de couche e_c , l'incrément de temps doit vérifier la condition (III.72). Cette condition permet de s'assurer que pour $t_1 = t_0 + \Delta t$, le déplacement nodal maximal dû à l'usure ne soit pas supérieur à la plus faible épaisseur des couches de revêtement $e_c|_{min}$. Cela implique que chaque nœud à l'interface de l'outil va se déplacer progressivement dans l'épaisseur des couches de revêtement (*Figure IV. 1*).

$$\Delta t < \frac{e_c|_{min}}{\dot{W}|_{max}} \quad (\text{III.72})$$

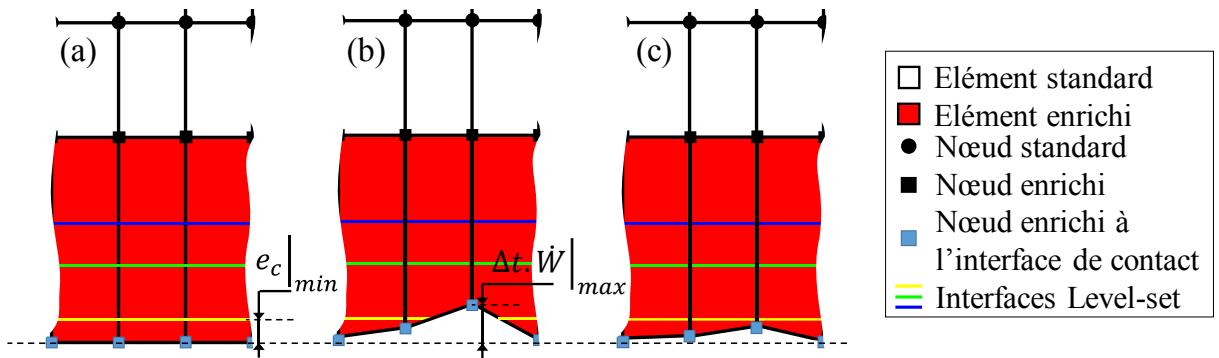


Figure IV. 1. Progression de l'usure nodale à l'instant t_1 . (a) état initial, (b) condition (III.72) non vérifiée et (c) condition (III.72) vérifiée.

Le chargement thermomécanique issu de la simulation EF-ALE est généralement très bruité, ceci est dû principalement aux aspects numériques et au choix du type de contact numérique entre l'outil et la pièce (contact dur). Pour avoir un déplacement nodal lisse le long de la longueur de contact, les variables définissant le chargement thermomécanique sont soumises à un lissage via un filtre passe-bas. Les faces de coupe et de dépouille de l'outil sont considérées séparément. La qualité du maillage est vérifiée à chaque incrément de temps, il est automatiquement corrigé en cas de problème. Si le revêtement est considéré, une autre étape est effectuée avant de quitter le sous-programme. Pour les nœuds sélectionnés du domaine de l'outil, l'affectation du matériau et des coefficients C_1 et C_2 de l'équation (III.71) est modifiée si la valeur de déplacement dû à l'usure est supérieure à l'épaisseur de la couche de revêtement. La *Figure IV. 2* donne une vue d'ensemble du sous-programme d'usure lorsqu'il est appelé après chaque incrément de temps. Les détails sur ces étapes seront décrits par la suite. Afin de simplifier la simulation de l'usure, on suppose que le chargement thermomécanique sur la face de coupe invariable dans le temps, et au cours de la simulation d'usure, le chargement thermomécanique calculé par une interpolation linéaire.

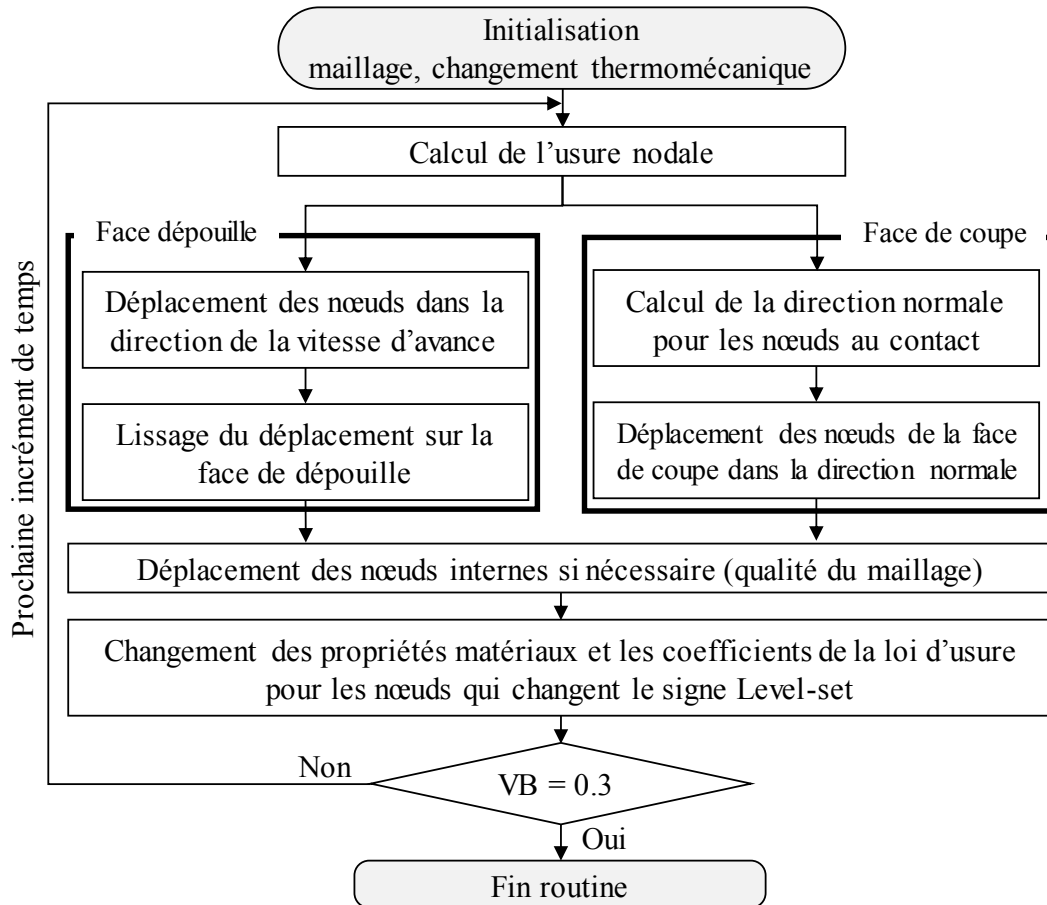


Figure IV. 2. Algorithme d'usure développé.

1.3. Détermination du chargement aux interfaces outil-copeau et outil pièce

Dans l'approche multi-étapes, le chargement thermomécanique (pression, température et vitesse de glissement) est récupéré à partir de la simulation EF-ALE sous Abaqus. Or, au cours de la mise à jour de la géométrie de l'outil de coupe, le chargement à l'interface de l'outil doit évoluer en fonction de l'évolution de l'usure. Pour se faire, quatre simulations EF-ALE de la coupe orthogonale ont été effectuées, une avec une géométrie d'outil de coupe non usé ($VB = 0$ mm) et trois autres géométries avec un profil en dépouille usé ($VB = 0.1, 0.2$ et 0.3 mm) (*Figure IV. 3*). Les profils usés sont créés artificiellement avec une adaptation manuelle du rayon d'arête de coupe pour créer à chaque fois un profil lisse de la géométrie. Aucune adaptation n'est effectuée sur la face de coupe en supposant que le chargement reste inchangé sur cette face. Pendant la progression d'usure et à chaque incrément de temps, le chargement thermomécanique est modifié en interpolant les chargements de ces quatre simulations.

Lorsque les outils revêtus s'usent progressivement, il arrive que le revêtement soit enlevé localement à cause de l'usure. À un certain point de ce processus, le substrat sous le revêtement est découvert. Le matériau de la pièce à usiner entre en contact avec le substrat générant ainsi une configuration tribologique différente. Le frottement et le transfert de chaleur sont alors modifiés pour prendre en compte cette nouvelle situation tribologique. Pour cela, le profil de

l'outil est découpé en plusieurs segments comme illustré sur la [Figure IV. 4](#) constituant ainsi les différentes zones de contact (contact revêtement/pièce et substrat/pièce). Les paramètres de contact (mécanique et thermique) sont affectés selon la zone de contact. Ce processus est effectué pour les trois simulations ($VB = 0.1$, $VB = 0.2$ et $VB = 0.3$ mm).

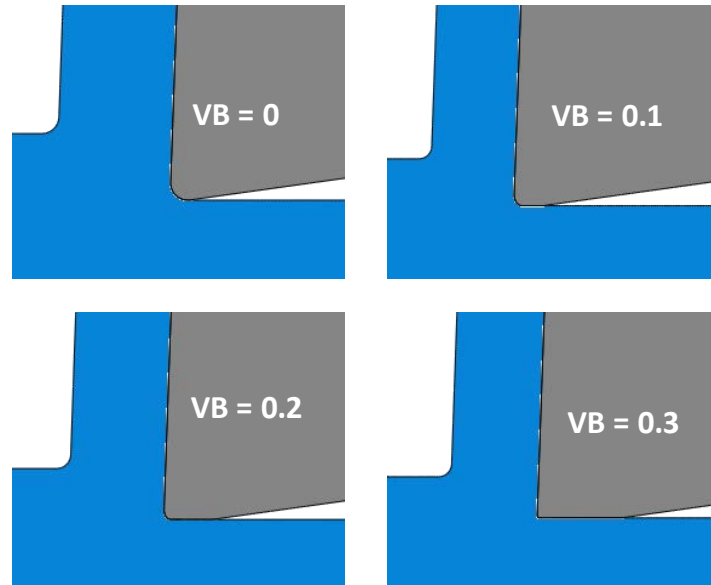


Figure IV. 3. Différentes valeurs de VB sélectionnées pour récupérer le chargement thermomécanique à l'interface outil-pièce.

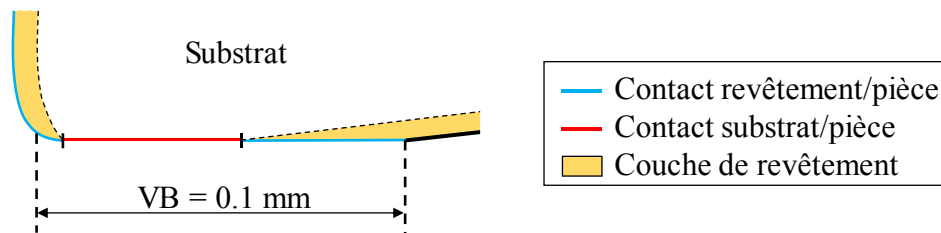


Figure IV. 4. Illustration des zones de contact pour l'outil **T1** avec $VB = 0.1$ mm.

1.3.1. Calcul de la pression de contact

La distribution de la pression le long de l'interface de l'outil de coupe peut être obtenue dès les premiers instants de la simulation EF-ALE. Dans la simulation EF-ALE, l'outil de coupe est considéré rigide afin d'optimiser le temps de calcul CPU comme cela a été mentionné dans le chapitre 3. Pour la géométrie d'outil non usé, l'utilisation d'un outil rigide ne pose aucun problème. Par contre, dans le cas où $VB \neq 0$ mm, une perte de contact au niveau de la dépouille est observée pour un outil rigide. La [Figure IV. 5\(a\)](#) montre le profil de la pression normale à l'interface de l'outil de coupe **T1** avec un $VB = 0.3$ mm pour un outil supposé rigide. Sur cette figure, on observe clairement la perte de contact entre l'outil et la pièce au niveau de la dépouille. En effet, la pression est quasiment nulle en dépouille, ceci peut compromettre complètement le résultat d'usure. Pour corriger ce problème, l'outil rigide dans la simulation EF-ALE est remplacé par un outil déformable.

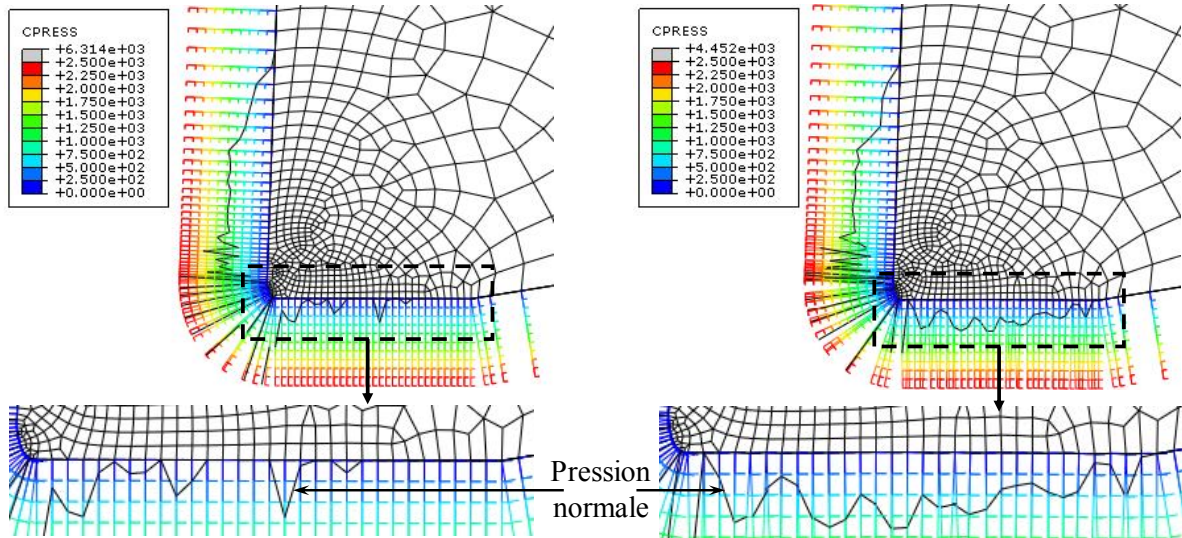


Figure IV. 5. Distribution de la pression normale à l'interface de l'outil de coupe **T1** avec un $VB = 0.3$ mm. (a) Outil rigide, (b) outil déformable.

Sur la [Figure IV. 5\(b\)](#), on peut voir que la pression est nettement améliorée en dépouille en termes de sa distribution et son amplitude. En outre, la pression sur la face de coupe reste quasiment la même dans les deux cas. Ceci peut être expliqué par le fait que l'outil déformable donne une flexibilité pour créer un contact intime entre l'outil et la pièce. L'écoulement de la matière est plus fluide en dépouille pour le cas d'un outil déformable que dans le cas d'un outil rigide ([Figure IV. 6](#)). Mais cette amélioration a un coût en termes de temps de calcul CPU. En effet la simulation avec un outil déformable est six fois plus longue qu'avec un outil rigide, à savoir que la simulation avec un outil rigide fait 10h de temps de calcul CPU.

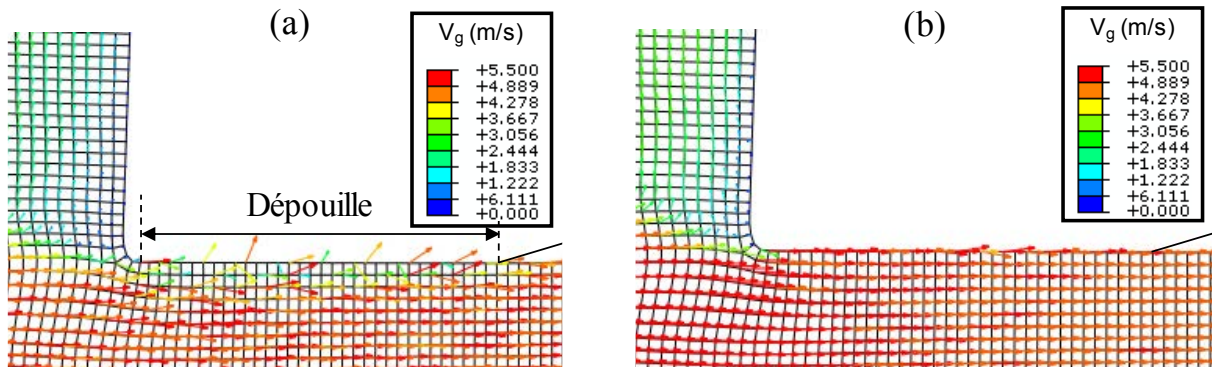


Figure IV. 6. Distribution de la vitesse de glissement à l'interface de l'outil de coupe **T1** avec un $VB = 0.3$ mm. (a) Outil rigide, (b) outil déformable.

La distribution nodale de la pression à l'interface de l'outil est très bruitée ([Figure IV. 5\(b\)](#)). Appliquer directement ce chargement dans l'étude d'usure peut créer des irrégularités sur le profil usé de l'outil après la mise à jour de celui-ci. Un filtrage est effectué afin de lisser la distribution sur l'interface de l'outil. La [Figure IV. 7](#) montre la variation de la pression nodale le long de l'interface de contact à $t = 40$ ms pour les différentes valeurs de VB . Au début et à la fin de ces distributions, la pression est nulle indiquant ainsi la longueur de contact totale. Sur la

face de coupe et pour les différentes valeurs de VB, la pression démarre avec une valeur nulle (sortie du copeau) ensuite elle monte progressivement pour atteindre une valeur constante jusqu'au début du rayon d'arête.

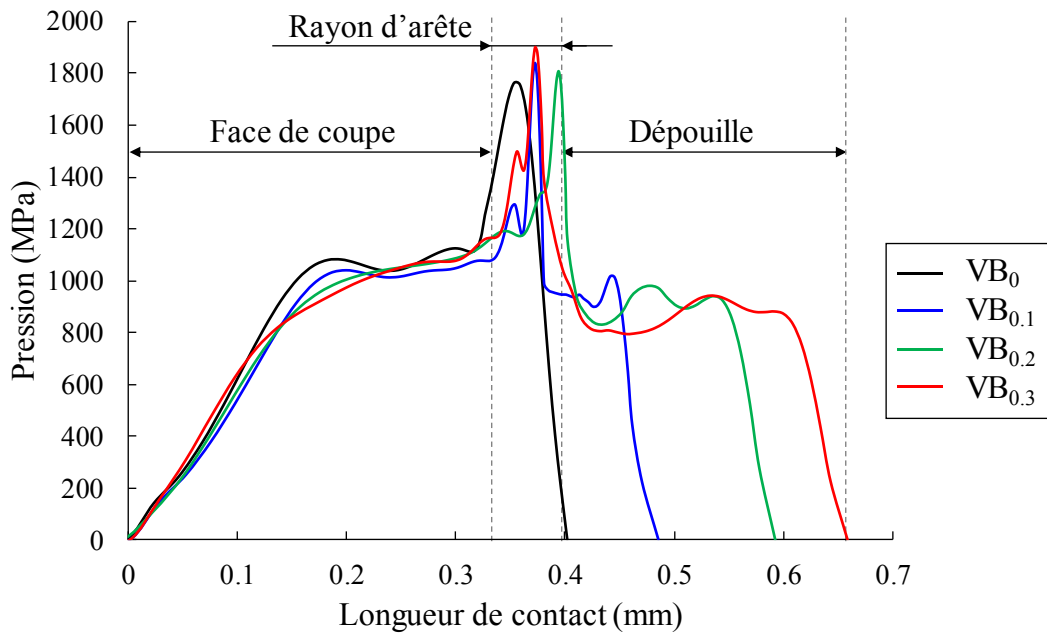


Figure IV. 7. Evolution de la pression nodale dans la zone active de l'outil de coupe **T1** pour différentes valeurs de VB.

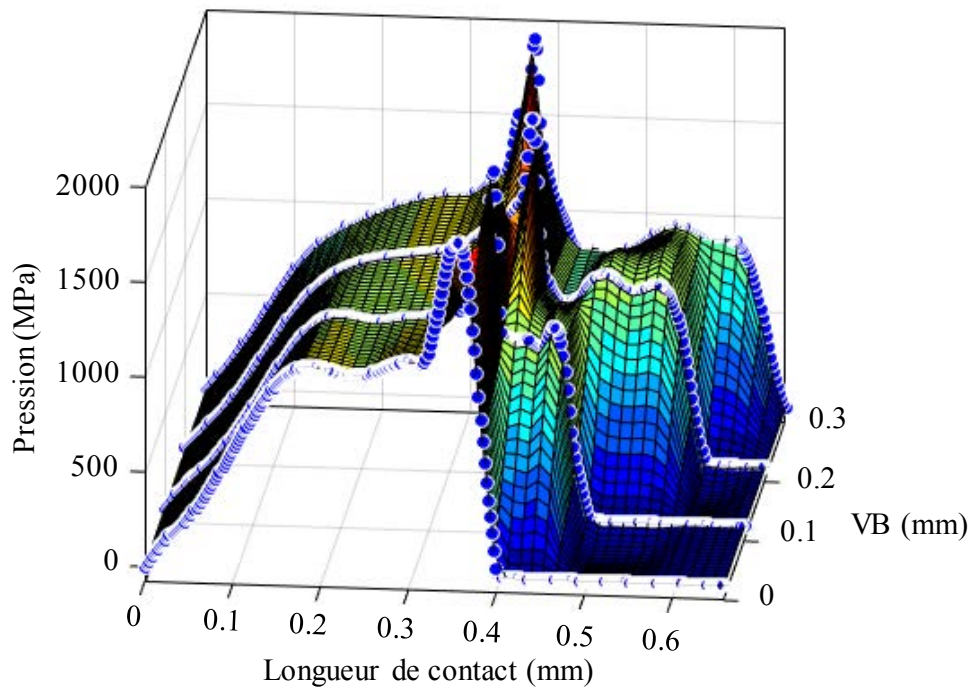


Figure IV. 8. Interpolation linéaire des pressions de la Figure IV. 7 en fonction de l'usure en dépouille VB.

Au niveau du rayon d'arête (longueur de contact égale à 0.35 mm pour VB_0), la pression normale a la valeur maximale. En raison de la modification du profil du rayon d'arête, on remarque que la distribution nodale de la pression normale dans cette zone est différente pour chaque valeur de VB. La distribution en dépouille présente un plateau, puis diminue brutalement. L'amplitude de ce plateau diminue avec l'usure en dépouille VB. Pour avoir une distribution du chargement à l'interface de l'outil à chaque instant, les chargements pour les quatre valeurs de VB sont regroupés dans une matrice pour effectuer une interpolation dans un sous-programme Matlab. La *Figure IV. 8* donne un exemple de l'interpolation linéaire des différentes pressions obtenues pour différentes valeurs de VB.

1.3.2. Température

De la même façon que pour la pression, le profil de température nodale à l'interface de l'outil est déterminé pour les différentes valeurs de VB sélectionnées. Pour illustrer la différence entre l'utilisation d'un outil rigide et un outil déformable, la distribution de la température est comparée dans les deux cas sur la *Figure IV. 9*. Avec un outil rigide le point chaud se trouve au niveau du rayon d'arête alors qu'il est au niveau de la face de dépouille avec un outil déformable. De plus, dans le premier cas le flux thermique généré par frottement en dépouille n'est pas capturé et entraîne donc une mauvaise représentation de la réalité, ce qui explique les faibles amplitudes de températures nodales.

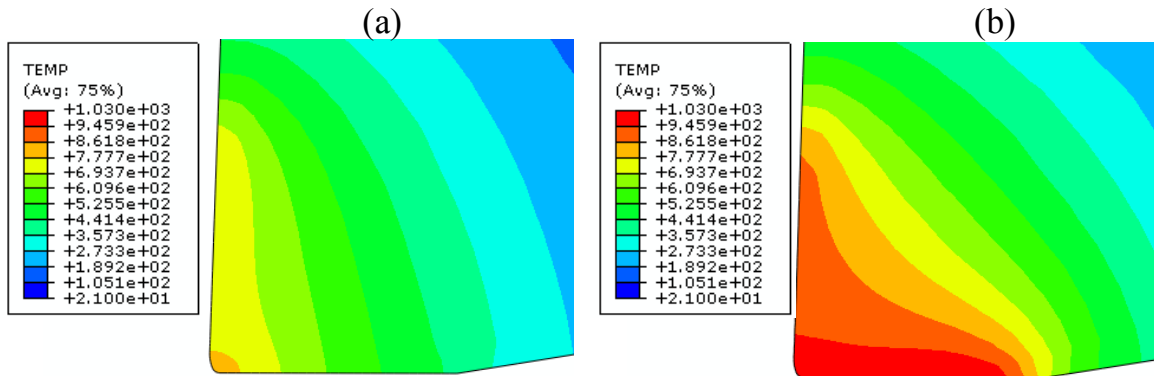


Figure IV. 9. Distribution de la température dans l'outil de coupe **T1** pour un $VB = 0.3\text{mm}$. (a) Outil rigide, (b) outil déformable.

Pour les quatre profils de géométrie d'outil ($VB_{0 \rightarrow 0.3}$), l'évolution de la température nodale à l'interface de contact de l'outil de coupe **T1** est montrée dans la *Figure IV. 10*. On note que l'usure en dépouille a un impact très significatif sur la distribution de la température. L'amplitude de la température le long de la surface de contact augmente avec l'usure en dépouille. Des observations similaires ont été faites par Trigger [214] à partir de résultats expérimentaux, et par Malakizadi et al. [215] et Hosseinkhani et al. [216] par simulation. En effet, la température augmente linéairement sur la face de coupe (section S1). Or en dépouille (section S2), on note la présence d'un gradient de température important entre $VB = 0\text{ mm}$ et $VB = 0.1\text{ mm}$ puis la température a tendance à se stabiliser jusqu'à $VB = 0.2\text{ m}$. Au-delà elle augmente rapidement (voir la *Figure IV. 11*).

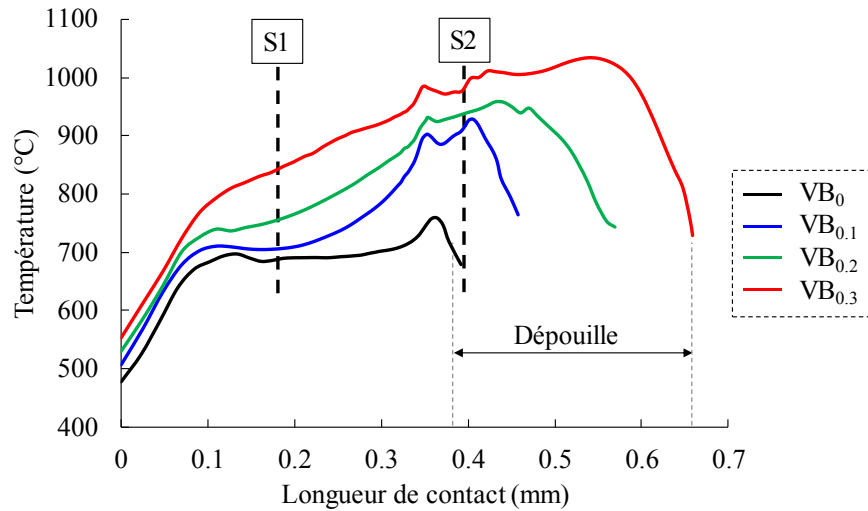


Figure IV. 10. Evolution de la température dans la zone active de l'outil de coupe **T1** pour différentes valeurs de VB .

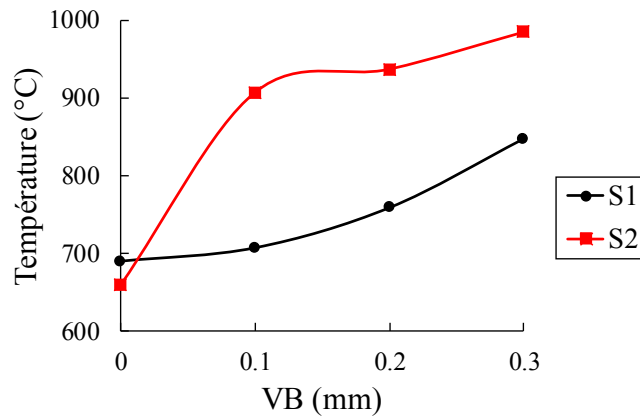


Figure IV. 11. Evolution de la température en fonction de l'usure en dépouille dans la section **S1** et **S2** de l'outil **T1**.

1.3.3. Vitesse de glissement

Puisque l'outil de coupe est statique dans la simulation EF-ALE, seules les vitesses de glissement V_g à la position des nœuds de la pièce à usiner peuvent être obtenues directement. Alors que dans le calcul du taux d'usure nodal, il est nécessaire de connaître la valeur de la vitesse de glissement au niveau des nœuds de la face de l'outil. Cependant, les positions des nœuds sur la face de l'outil ne correspondent pas aux mêmes positions que ceux sur la face de la pièce. Deux étapes sont effectuées pour déterminer le chargement sur la face de l'outil en termes de vitesse de glissement. Tout d'abord, tous les nœuds de la face de l'outil et ceux de la pièce en contact sont détectés selon que les valeurs de leur pression sont supérieures ou non à zéro (déterminant la longueur de contact). Ensuite, la valeur à chaque nœud de la face de l'outil (par exemple : le nœud O1 sur la [Figure IV. 12\(a\)](#)) est calculée en fonction de la position de celui-ci par rapport aux nœuds voisins sur la face de la pièce (nœuds P1 et P2 sur la [Figure IV. 12\(a\)](#)). Une interpolation linéaire est utilisée pour effectuer cette dernière étape.

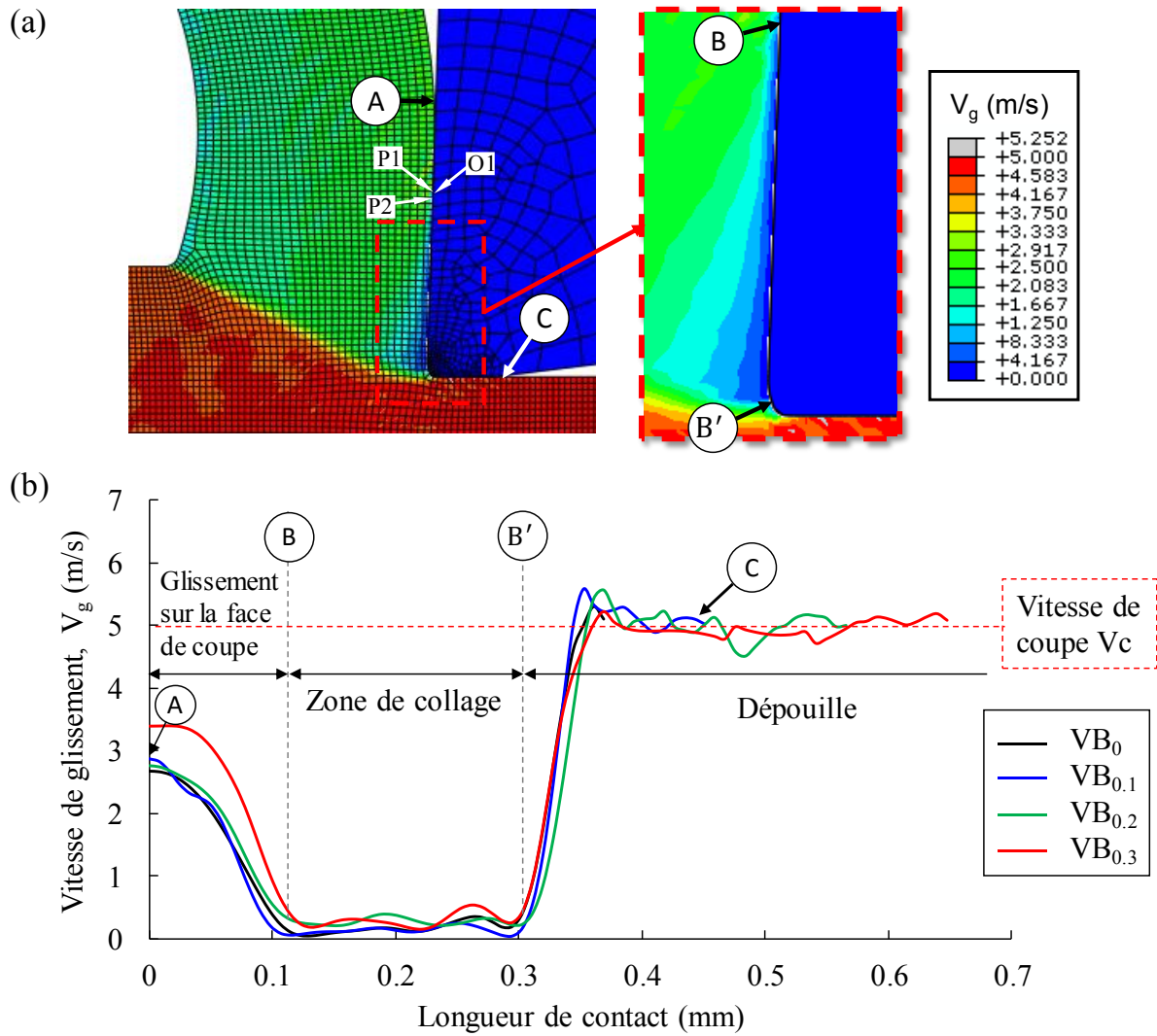


Figure IV. 12. Evolution de la vitesse de glissement dans la zone active de l'outil de coupe T1 pour différentes valeurs de VB .

La Figure IV. 12(a) montre l'évolution de la vitesse de glissement locale pendant l'opération de coupe à une vitesse de coupe $V_c = 300$ m/min et pour une valeur de $VB = 0.1$ mm. La vitesse de glissement V_g au niveau de la face de dépouille est censée être proche de la vitesse de coupe V_c . La Figure IV. 12(b) montre quantitativement l'évolution de la vitesse de glissement locale le long du contact pour les différentes valeurs de VB sélectionnées. Cette figure montre clairement la nature du contact collant-glissant. Il semble que la vitesse de glissement locale sur la face de coupe diminue de 3.5 m/s à une valeur quasi-nulle (contact glissant) et soit soumise le long de la face de dépouille à un gradient élevé entre 0 et 5 m/s. Entre ces deux zones on trouve la zone de contact collant où la vitesse est proche de zéro.

1.4. Evolution de la géométrie de l'outil utilisé

La mise à jour de la géométrie de l'outil utilisé peut être réalisée de deux façons : soit par la suppression des éléments (usés), soit par déplacement nodal. La dernière façon est adoptée dans ce travail car la première méthode nécessite un maillage plus petit que les épaisseurs des

couches du revêtement. La direction du déplacement, c'est-à-dire la direction d'usure, est calculée pour chaque nœud sur la face de l'outil. Avant de calculer la direction de l'usure, un nœud (le nœud encerclé sur la [Figure IV. 13](#)) séparant la face de l'outil en deux parties est sélectionné. La première partie comprend la face de coupe et une partie du rayon d'arête de l'outil et la seconde représente la face de dépouille. Ce nœud de coordonnées (x, y) est recherché par le programme et utilisé pour le calcul de la largeur d'usure en dépouille VB.

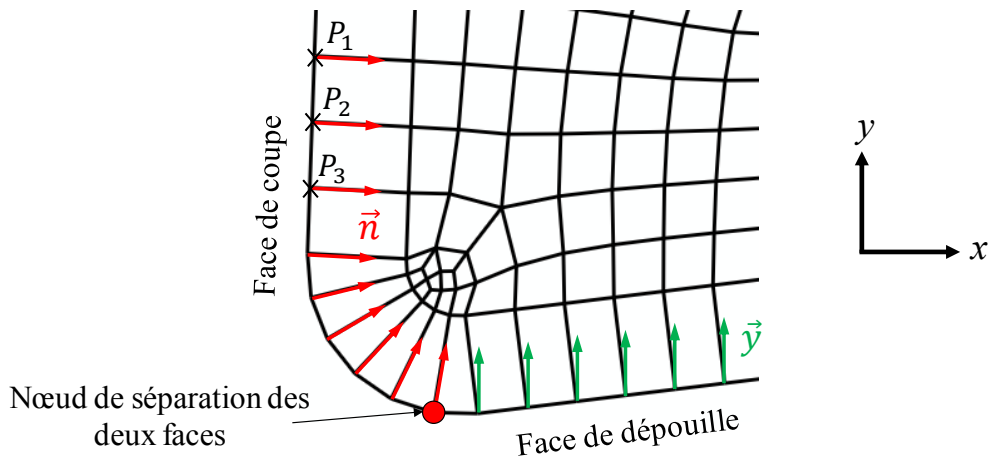


Figure IV. 13. Vecteurs directeur de l'usure nodale sur la face de l'outil.

Afin de tenir compte des changements géométriques de l'outil durant le processus d'usure, les nœuds sur la face de coupe et la face de dépouille de l'outil sont déplacés suivant une direction et une distance. La distance est déterminée avec l'équation d'usure (III.71) et les directions d'usure sont calculées selon différentes méthodes dans les deux parties.

Pour les nœuds à déplacer sur la première partie (face de coupe de l'outil), la direction de déplacement dû à l'usure pour chaque nœud sur cette face, est supposée perpendiculaire à la direction de la vitesse de glissement relative du matériau de la pièce et à la surface locale de l'outil. Par exemple comme l'illustre la [Figure IV. 13](#), la direction normale pour un nœud P_2 est calculée en fonction des nœuds voisins avant et après (P_1, P_3). Dans la deuxième partie (face de dépouille), la vitesse de glissement relative est supposée être dans le sens de la vitesse de coupe. Par conséquent, la direction d'usure de chaque nœud de cette partie est également perpendiculaire à la vitesse de coupe, orientée suivant l'axe y de la [Figure IV. 13](#). Ce concept de déplacement des nœuds a été précédemment proposé par Xie et al. [211].

1.4.1. Evolution du maillage et de l'interface lors de la simulation de l'usure

Selon la méthode des éléments finis, le maillage de la géométrie de l'outil de coupe revêtu doit respecter les limites imposées par l'épaisseur des couches de revêtement. Par conséquent, le déplacement nodal du maillage peut entraîner des problèmes numériques, en particulier la distorsion du maillage lorsque le profil de l'outil est mis à jour, [86].

Par contre, avec le couplage XFEM/Level-set, la représentation implicite de la fonction Level-set permet de définir l'interface matérielle entre les couches de revêtement et de substrat indépendamment du maillage, ce qui permet de choisir une taille d'élément plus grande que l'épaisseur du revêtement, évitant ainsi d'éventuels problèmes numériques. La [Figure IV. 14](#) illustre la différence entre l'utilisation d'une méthode EF et du modèle XFEM/Level-set quand un nœud est déplacé à l'interface.

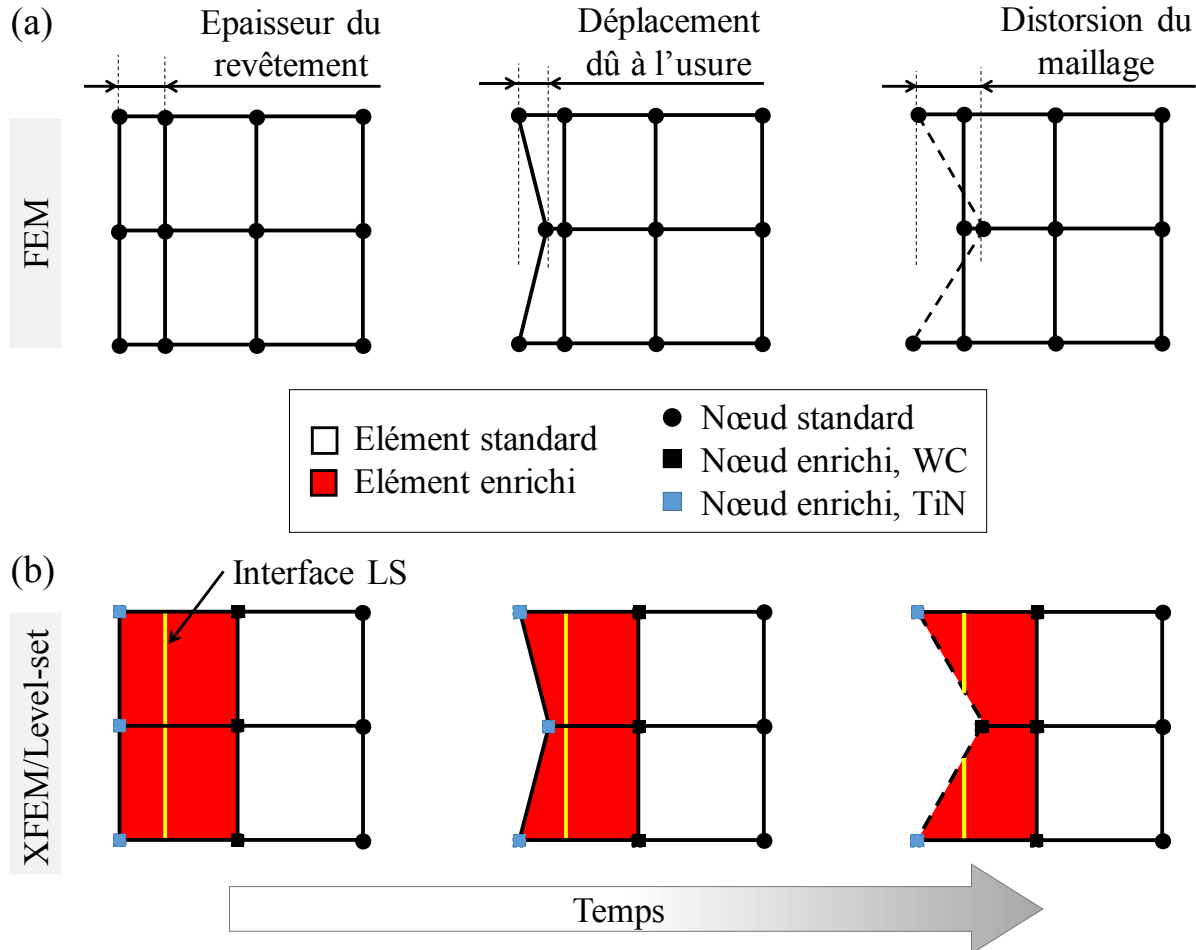
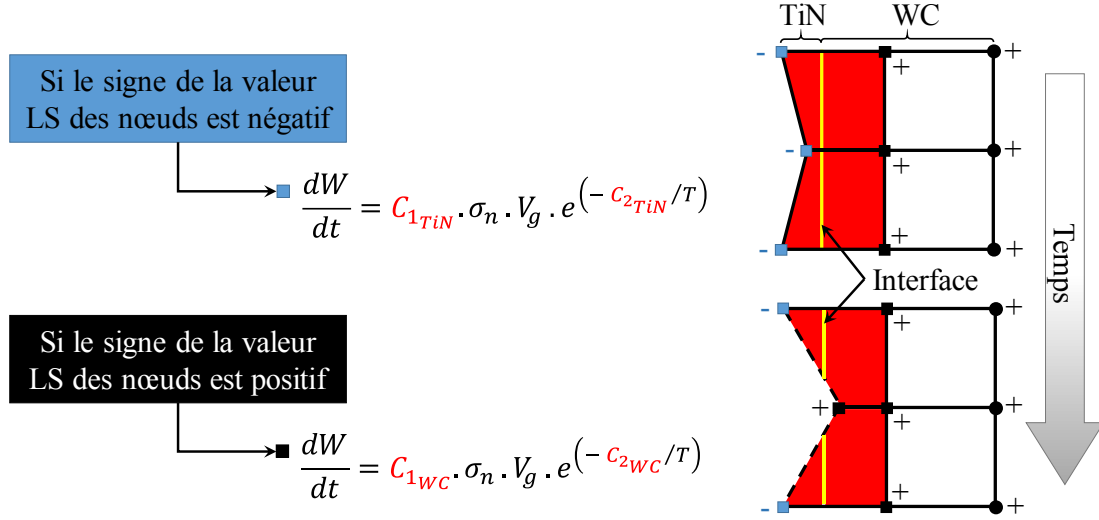


Figure IV. 14. Déplacement nodal dû à l'usure pour : (a) FEM, (b) modèle XFEM/Level-set.

A l'état initial, les éléments quadrangles du maillage de l'outil sont constitués de quatre nœuds dont deux nœuds peuvent faire partie de la surface de l'outil, et peuvent donc être identifiés comme des nœuds de contact. Les propriétés matériaux de ces deux nœuds sont ceux du revêtement. Ceci peut être identifié très facilement avec le signe de leurs valeurs Level-set (signe négatif en l'occurrence car ils se trouvent en dehors de l'interface matérielle). Une fois que le déplacement nodal dû à l'usure est effectué, on vérifie si le signe de la valeur Level-set pour chaque nœud de l'interface a changé. Si cela est vérifié alors le nœud déplacé a dépassé l'épaisseur de la couche du revêtement, et il est donc converti d'un nœud du revêtement en un nœud du substrat. Ainsi les propriétés matériaux et les coefficients C_1 et C_2 de ce nœud sont changés. La [Figure IV. 15](#) illustre le principe de ce changement.



1.4.2. Calcul des vecteurs déplacements

La valeur d'usure est calculée à chaque nœud sur la face de coupe de l'outil par l'équation :

$$\Delta \vec{d}_{i,k} = \dot{W}_{i,k} \cdot \Delta t_k \cdot \vec{n} \quad i = 1 \dots N \quad (\text{III.73})$$

où $\Delta \vec{d}_{i,k}$ représente le vecteur du déplacement nodal, $\dot{W}_{i,k}$ est le taux d'usure correspondant au nœud i à l'instant t_k et supposé constant durant la période Δt_k . N est le nombre total des nœuds du contact. Ainsi la profondeur totale de l'usure d_i pour le nœud i est la somme de tous les incréments des déplacements pendant la durée totale de l'usinage :

$$d_i = \Delta d_{i,0} + \Delta d_{i,1} + \dots + \Delta d_{i,k} + \dots \quad (\text{III.74})$$

Selon Yen et al. [78], il est possible de déplacer un nœud P dans le repère principal (x, y) selon l'incrément de déplacement $\Delta d_{P,k}$:

Pour un noeud P :

$$\begin{cases} P_x|_{t_{k+1}} = P_x|_{t_k} + \Delta d_{P,k} \times \cos(\varphi + 90) \\ P_y|_{t_{k+1}} = P_y|_{t_k} + \Delta d_{P,k} \times \sin(\varphi + 90) \end{cases} \quad (\text{III.75})$$

$(P_x, P_y)|_{t_k}$ et $(P_x, P_y)|_{t_{k+1}}$ sont respectivement les coordonnées cartésiennes du nœud P avant et après le déplacement nodal. L'angle φ (Figure IV. 16) est calculé pour tous les nœuds de la surface de contact suivant l'expression suivante :

$$\varphi = \tan^{-1} \left(\frac{y_B - y_A}{x_B - x_A} \right) \quad (\text{III.76})$$

Sur la face de dépouille les mêmes équations ont été utilisées pour le déplacement des nœuds sur cette face, à la différence que la direction du mouvement ne suit pas la normale mais la direction inverse de l'avance de l'outil (c'est-à-dire l'axe y sur la [Figure IV. 16](#)).

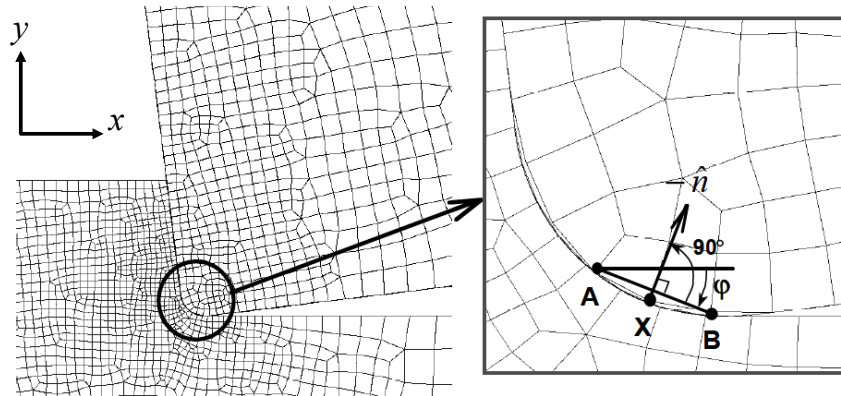


Figure IV. 16. Illustration de la mise à jour de la géométrie de l'outil par la méthode de mouvement nodal individuelle, [78].

1.4.3. Adaptation du maillage à la nouvelle géométrie d'outil

L'outil de coupe est maillé avec 800 éléments. Un raffinement de maillage dans la direction tangente à la surface de contact est effectué afin d'augmenter la précision du calcul de l'usure en dépouille VB. Alors que dans la direction normale à la surface, les éléments à l'interface de contact ont une taille de 30 μm . Il n'est pas possible de choisir une taille plus grande dans cette direction à cause du rayon d'arête.

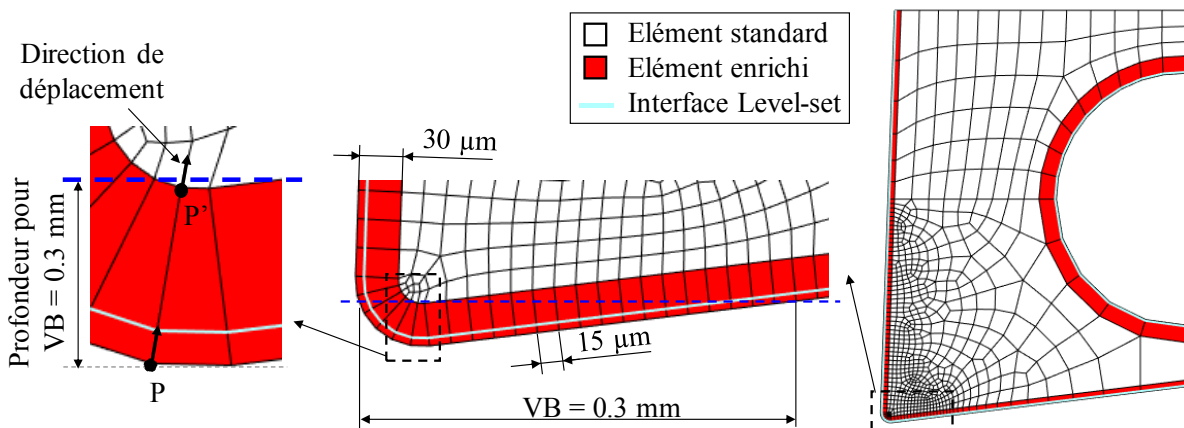


Figure IV. 17. Maillage de la géométrie de l'outil de coupe.

Lorsque VB s'approche de la valeur limite 0.3 mm, il se peut qu'il y ait une distorsion du maillage avec les tailles de mailles choisies. Par exemple sur la [Figure IV. 17](#), si le nœud P se déplace pour satisfaire un $VB = 0.3 \text{ mm}$, cela signifie qu'il va se situer au-delà du nœud P', provoquant ainsi une distorsion de maillage. La solution consiste dans ce cas à déplacer le nœud P' de la même distance et dans la même direction que le nœud P. Cette manipulation est gérée automatiquement par le programme.

La largeur d'usure en dépouille VB est calculée par une sous-routine. VB est la distance entre le rayon d'arête de coupe et le dernier nœud de la face de dépouille déplacé. En raison des oscillations présentes dans le chargement thermomécanique, un déplacement non uniforme des nœuds au contact se produit particulièrement sur la face de dépouille (*Figure IV. 18(b)*). Par cet effet, le calcul de la largeur de l'usure en dépouille VB devient imprécise. Pour remédier à ce problème, un ajustement de l'état de surface en dépouille est effectué pour assurer un contact intime et simuler de façon réaliste l'usure de l'outil. Les nœuds de la face de dépouille en contact sont déplacés uniformément dans la direction y à chaque incrément Δt_k , la valeur de ce déplacement étant calculée par la moyenne des profondeurs d'usure nodales des nœuds P_0 à P_n . Les nœuds en dépouille sont ajustés selon la valeur de Δd_{moy} (équation (III.77)) formant une largeur uniforme sur la face de dépouille (*Figure IV. 18(c)*).

$$\Delta \vec{d}_{moy} = \sum_{i=P_0}^{P_n} \Delta d_{i,k} \cdot \vec{y} \quad (\text{III.77})$$

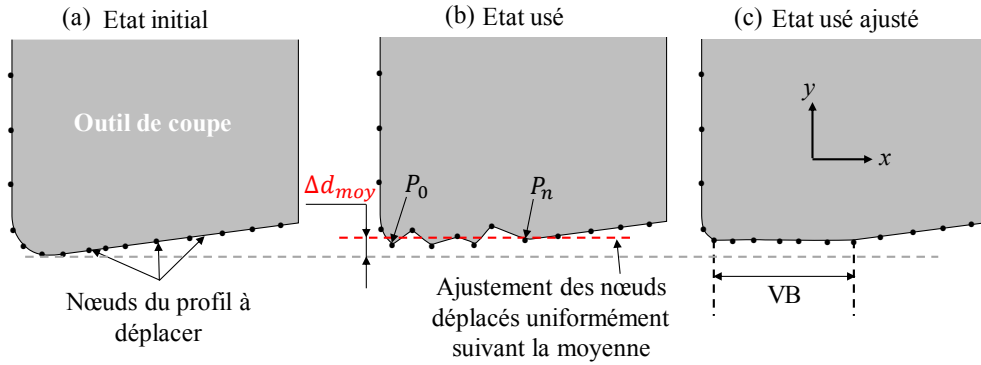


Figure IV. 18. Illustration du déplacement des nœuds sur la face de dépouille.

1.5. Identification des coefficients de l'équation d'usure

Dans les sections précédentes, une approche globale a été présentée pour simuler l'usure des outils de coupe revêtus pendant l'usinage. L'équation d'usure d'Usui (III.71) appliquée présente deux constantes C_1 et C_2 qui doivent être identifiées pour une certaine combinaison d'outils et pièce. Dans cette partie, la procédure d'identification des coefficients C_1 et C_2 est décrite.

Pour l'outil **T1**, à l'état initial, les coefficients du modèle d'Usui sont ceux déterminés pour la combinaison revêtement/pièce usinée C_{1TiN} et C_{2TiN} . Pendant le processus d'usure de l'outil revêtu, le revêtement peut être supprimé localement. Lorsqu'un nœud de maillage à l'interface de contact de l'outil revêtu dépasse l'interface revêtement/substrat, les coefficients C_{1TiN} et C_{2TiN} passent automatiquement aux valeurs associées à la combinaison substrat/pièce à usiner C_{1WC} et C_{2WC} . Il faut donc déterminer les coefficients pour ces deux combinaisons. Dans ce but, un algorithme d'identification basé sur la minimisation de l'erreur entre usure simulée et usure mesurée expérimentalement est développé. L'usure en dépouille et en cratère sont considérées dans cette étude. Cependant, l'usure en dépouille VB a été choisie comme critère pour

déterminer la durée de vie des outils. La *Figure IV. 19* montre schématiquement un profil d'usure de l'outil avec les différents paramètres caractérisant l'usure en cratère.

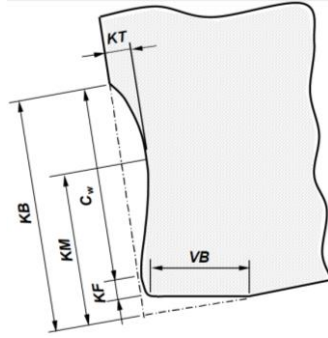


Figure IV. 19. Paramètres d'usure en cratère et en dépouille selon la norme ISO 3685, [217].

Dans cette face, uniquement la profondeur KT est considérée pour la calibration de l'équation d'usure, les autres paramètres (KB , KM , KF et C_w) sont contrôlés principalement par le chargement thermomécanique appliqué. Pour les essais d'usure, l'observation de l'usure en dépouille VB a été réalisée avec un microscope numérique de type KEYENCE VHX-1000E®, tandis que la mesure sur la face de coupe du cratère formé a été effectuée avec un profilomètre 3D de type BRUKER NPFLEX®. Ce dernier, basé sur l'interférométrie à lumière blanche, offre une précision inférieure à 0.15 nm. Les *Figure IV. 20* et *Figure IV. 21* montrent un exemple de topographie 3D ainsi que le profil 2D de la surface usée suivant les deux directions X et Y pour l'outil **T0** et **T1** respectivement.

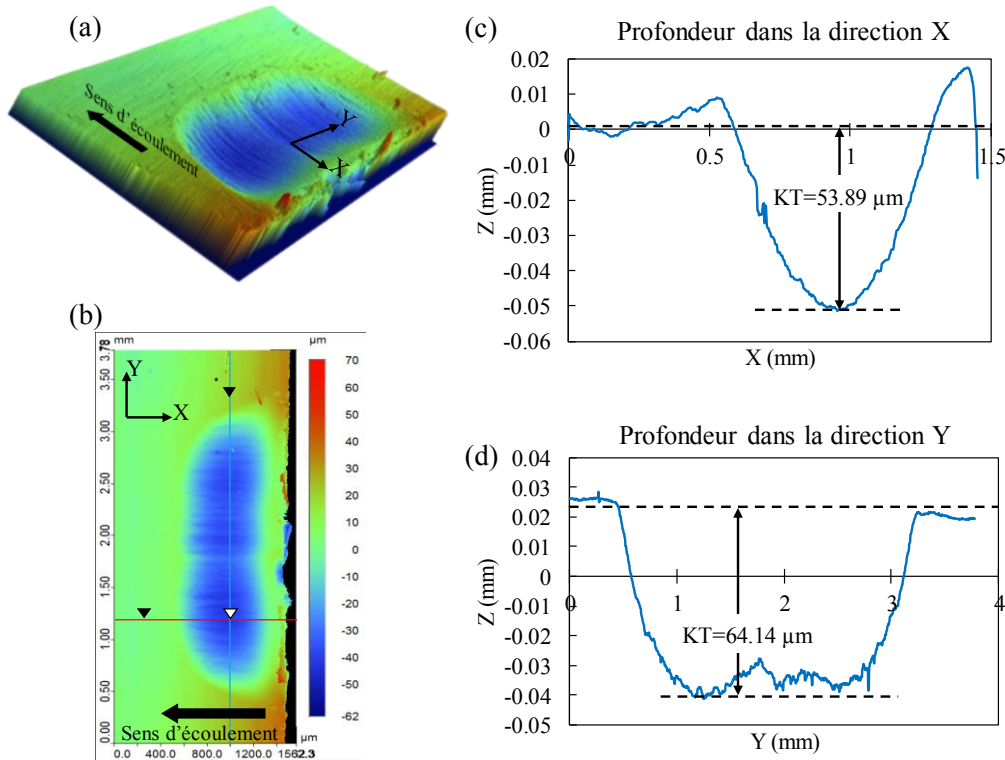


Figure IV. 20. Topographies de l'usure sur la face de coupe pour l'outil non revêtu **T0** (condition de coupe d'identification).

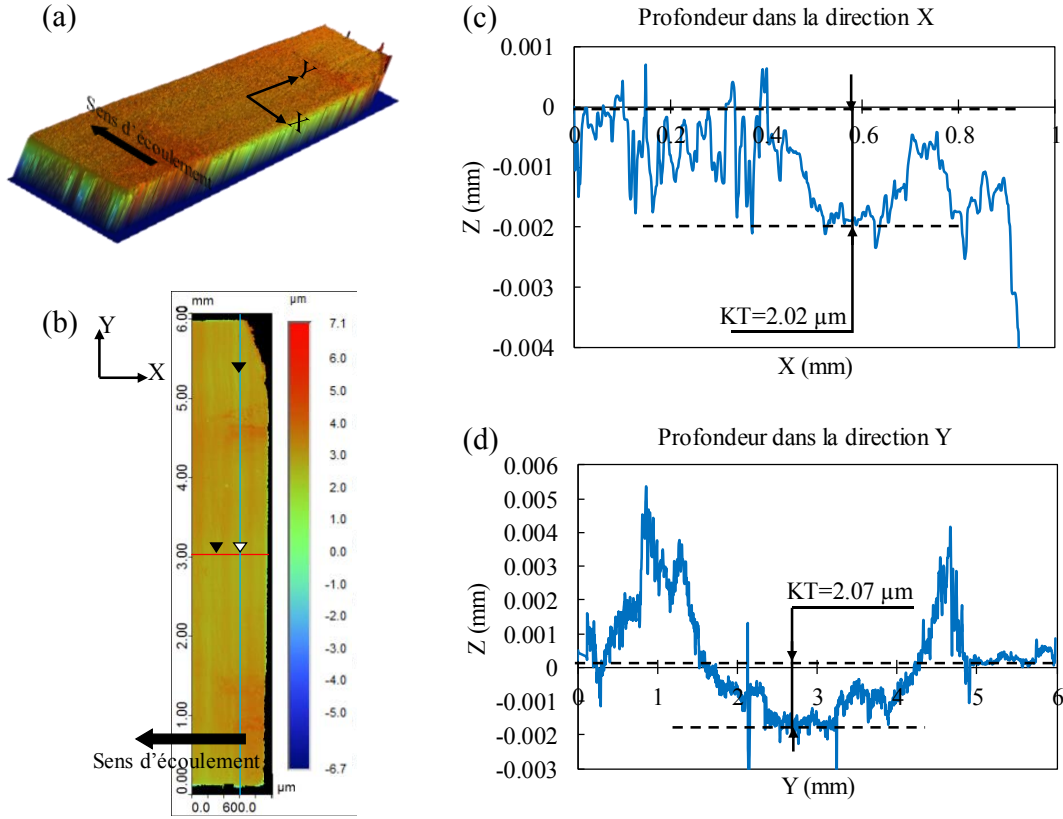


Figure IV. 21. Topographie de l'usure sur la face de coupe pour l'outil revêtu TiN **T1** (condition de coupe d'identification : $f = 0.18$ tr/mm, $V_c = 300$ m/min).

La largeur d'usure VB et la profondeur du cratère KT (mesurée et simulée) pour la condition de coupe d'identification ont été utilisées pour formuler le problème d'optimisations multi-objectifs avec contraintes comme suit :

$$\begin{cases} \min F_{\text{coût}}(\mathbf{X}) = (f_{VB}(\mathbf{X}), f_{KT}(\mathbf{X})) \\ \mathbf{x}_L \leq \mathbf{X} \leq \mathbf{x}_U \end{cases} \quad (\text{III.78})$$

avec :

$$F_{\text{coût}}(\mathbf{X}) = \begin{cases} f_{VB}(\mathbf{X}) = \left\| \frac{VB_{\text{exp}} - VB_{\text{num}}(\mathbf{X})}{VB_{\text{exp}}} \right\| \\ f_{KT}(\mathbf{X}) = \left\| \frac{KT_{\text{exp}} - KT_{\text{num}}(\mathbf{X})}{KT_{\text{exp}}} \right\| \end{cases} \quad (\text{III.79})$$

Dans l'équation (III.78), $F_{\text{coût}}(\mathbf{X})$ est la fonction objectif à minimiser qui évalue la différence entre l'usure expérimentale et celle estimée. Cette fonction dépend de deux fonctions, $f_{VB}(\mathbf{X})$ et $f_{KT}(\mathbf{X})$ pour la face de dépouille et la face de coupe respectivement. $\|G\|$ représente la norme d'un vecteur arbitraire G . $\mathbf{X}$ est un vecteur comprenant les constantes du modèle d'usure C_1 et C_2 qui doivent être identifiées. $\mathbf{x}_L$ et $\mathbf{x}_U$ sont des vecteurs qui incluent les limites inférieure

et supérieure pour les constantes de modèle C_1 et C_2 . L'objectif d'ajouter des contraintes sur les paramètres d'entrée X est de faciliter la convergence. Ces limites ont été sélectionnées de telle sorte que les plages des constantes du modèle d'usure rapportées dans la littérature [79,80,86,215,218] pour les différentes combinaisons de matériaux d'outil soient entièrement couvertes. L'algorithme d'optimisation GA (Genetic Algorithm) multi-démarrage [203] a été adopté pour trouver l'optimum global dans les limites spécifiées pour les constantes du modèle. Cet algorithme est présent dans les outils de Matlab. Le même principe de cette procédure d'identification a été utilisé par Lotfi et al. [80,218]. La *Figure IV. 22* illustre le principe de cette démarche d'optimisation.

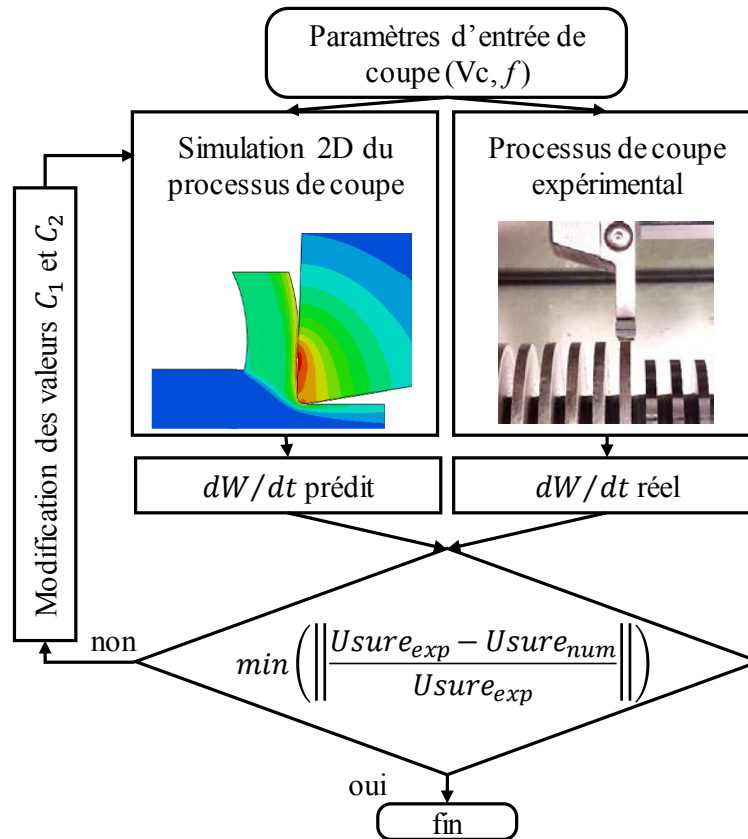


Figure IV. 22. Algorithme d'identification des paramètres d'usure $Usui$ C_1 et C_2 .

2. Validation et comparaison des résultats

Les résultats d'usure expérimentaux de l'outil **T0** (sans revêtement) et **T1** (avec revêtement TiN) sont utilisés pour identifier les coefficients du substrat (WC-Co) et la couche de TiN respectivement. Par contre l'identification des coefficients pour la couche Al_2O_3 nécessite une connaissance préalable des coefficients de la couche TiCN. Ávila et al. [219] ont pu montrer que le comportement de la couche TiCN est proche de celui du TiN. On suppose donc dans ce travail que les coefficients pour la couche TiCN et TiN sont identiques. Ainsi il est possible de déterminer les coefficients (C_1, C_2) pour la couche Al_2O_3 avec les résultats de l'outil **T2** (TiCN/ Al_2O_3).

2.1. Comparaison des prédictions d'usure en cratère

La [Figure IV. 23\(a\)](#) et [Figure IV. 23\(b\)](#) montrent respectivement, les résultats d'optimisation du problème (III.78) pour la combinaison outil **T0**/pièce et outil **T1**/pièce. Ces résultats sont tracés sous forme de frontière de Pareto ($f_{KT}(\mathbf{X})$ en fonction de $f_{VB}(\mathbf{X})$). Rappelons qu'identifier un système, consiste à identifier la valeur de ses paramètres d'entrée, ici C_1 et C_2 , avec le plus petit taux d'erreur possible sur la fonction objective $F_{\text{coût}}(\mathbf{X})$. Dans le cas idéal (c'est-à-dire $F_{\text{coût}}(\mathbf{X}) = 0$), le choix des valeurs C_1 et C_2 est unique, car cela implique que VB et KT de la simulation coïncident parfaitement avec les valeurs expérimentales. Dans le cas contraire, le choix des coefficients C_1 et C_2 dépend du besoin. C'est-à-dire dans notre cas, il faut choisir des valeurs (C_1 et C_2) pour que $f_{VB}(\mathbf{X})$ soit minimale (point P_{1WC} , [Figure IV. 23\(a\)](#) et P_{1TiN} , [Figure IV. 23\(b\)](#)) et d'autres valeurs pour que $f_{KT}(\mathbf{X})$ soit minimale (P_{2WC} , P_{2TiN}). Cela signifie que les coefficients C_1 et C_2 seront différents sur la face de coupe et sur la face dépouille. Cette distinction a été faite également par Binder et al. [86]. Pour le cas de l'outil **T0** (non revêtu), la MEF standard a été utilisée.

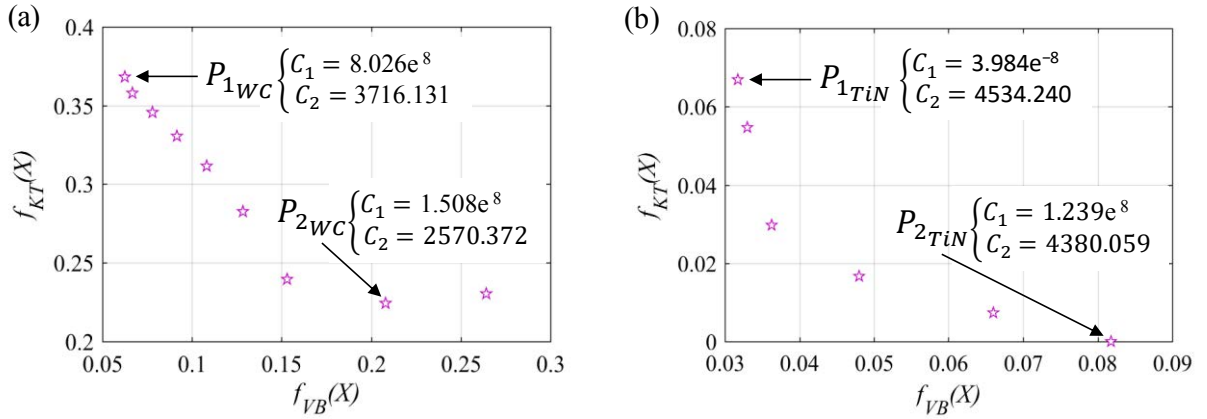


Figure IV. 23. Courbe de Pareto issue de l'optimisation ([Figure IV. 22](#)) pour (a) combinaison outil **T0**/pièce et (b) outil **T1**/pièce.

La [Figure IV. 24](#) montre la comparaison entre l'usure en cratère mesurée expérimentalement et le profil prédit par la simulation en utilisant les valeurs (C_1, C_2) du point P_{2WC} et P_{2TiN} pour l'outil non revêtu **T0** et l'outil revêtu **T1** respectivement. On remarque que la longueur du cratère C_W est sous-estimée pour l'outil **T0** en comparaison avec celle de l'outil **T1**. Les études d'identification des paramètres de contact effectuées dans le chapitre 3 ont permis d'obtenir des longueurs de contact estimées par simulation très proches de l'expérience. En effet, l'erreur entre la longueur de contact estimée et mesurée est inférieure à 6% et 2% pour les outils **T0** et **T1** respectivement ([Tableau IV. 2](#)). La longueur de contact expérimentale a été mesurée sur des outils qui ont subi une opération d'usinage pour des très faibles durées afin d'éviter l'effet de l'usure. De ce fait, la sous-estimation du paramètre C_W est principalement due à l'hypothèse qui consiste à garder le même chargement thermomécanique récupéré sur une face de coupe saine (non usée) pendant la durée totale des simulations. Ceci implique que la longueur de contact sur la face de coupe reste constante. On note que pour une faible profondeur de cratère

KT comme dans le cas de l'outil **T1** (voir la [Figure IV. 24\(b\)](#)), la simulation permet d'obtenir un profil quasi-identique à celui mesuré expérimentalement.

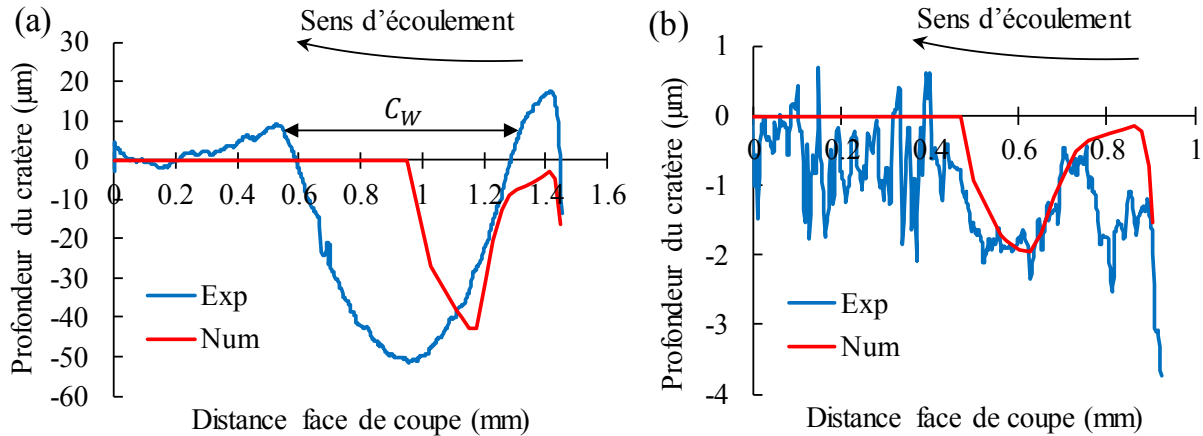


Figure IV. 24. Comparaison entre l'usure en cratère simulée et expérimentale pour (a) l'outil **T0** et (b) l'outil **T1** (condition de coupe : $f = 0.18$ tr/mm, $V_c = 300$ m/min).

Pour les outils **T2** et **T3**, aucun cratère n'a été observé expérimentalement. Il est donc impossible d'identifier les coefficients (C_1, C_2) sur cette face. Pour la suite de cette étude, l'usure en cratère est ignorée et l'usure en dépouille sera uniquement considérée.

Tableau IV. 2. Longueur de contact sur la face de coupe pour la condition de coupe d'identification.

Outil	Longueur de contact en (µm)		
	Expérimental	Simulation	Erreur en (%)
T0	396.259	374.921	5.38
T1	297.840	292.105	1.93

2.2. Comparaison de l'usure en dépouille

Comme pour l'usure en cratère, l'identification des coefficients (C_1, C_2) sur la face de dépouille est effectuée avec uniquement le dernier point de mesure expérimentale qui vérifie la condition $VB \leq 0.3$ mm. Le [Tableau IV. 3](#) contient les résultats de calibration pour la face de dépouille pour chaque matériau d'outil.

Tableau IV. 3. Résultats de calibration pour la face de dépouille.

	WC-Co	TiN	Al ₂ O ₃	TiCN
C_1	$8.026e^{-8}$	$3.984e^{-8}$	$4.581e^{-8}$	$3.984e^{-8}$
C_2	3716.131	4534.240	6169.805	4534.240

La [Figure IV. 25](#) montre l'évolution de l'usure en dépouille VB expérimentale et simulée en fonction du temps d'usinage pour les quatre outils de coupe **T0**, **T1**, **T2** et **T3**, ainsi que les micrographies obtenues sur la face de dépouille des outils usés lors de l'usinage de l'acier 42CrMo4 pour la condition d'identification. La même quantité de matière a été usinée pour les

outils **T1**, **T2** et **T3**. Pour les outils **T0** et **T1**, on note que le résultat de la simulation est très proche de l'expérience à chaque instant malgré que l'identification soit effectuée uniquement sur le dernier point de mesure expérimentale. En revanche, pour l'outil **T2** un écart significatif est observé entre la simulation et l'expérience en dehors du dernier point de mesure. Cet écart est principalement dû au fait que les coefficients C_1 et C_2 pour la couche TiCN sont considérés égaux à ceux de la couche TiN. Cette sous-estimation est encore bien visible sur le résultat de l'outil **T3**.

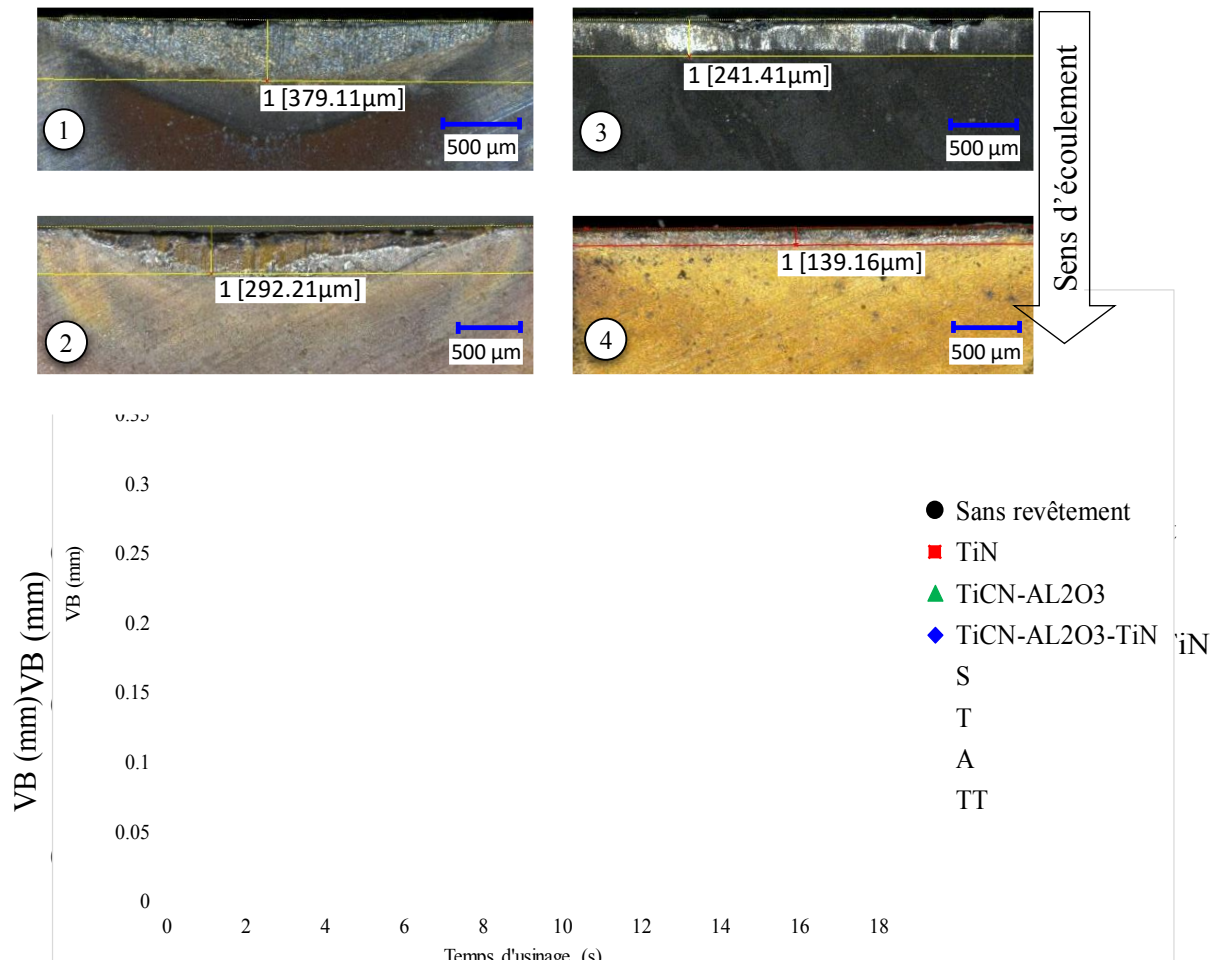


Figure IV. 25. Comparaison entre l'usure en dépouille expérimentale et simulée des outils (**T0**, **T1**, **T2** et **T3**) pour les coefficients C_1 et C_2 identifiés.

Pour la condition d'identification, la [Figure IV. 26](#) montre un exemple de la progression géométrique de l'outil **T1** sur la face de dépouille pour trois instants (temps d'usinage = 0, 13.1 et 16.8 s) qui correspondent à une usure $VB = 0, 0.2$ et 0.3 mm respectivement. Sur cette figure, on peut voir l'efficacité de l'approche proposée à simuler l'usure des outils de coupe revêtus évitant tout problème numérique. En effet, pour $VB = 0.3$ mm, on remarque la robustesse de l'algorithme a amélioré la qualité du maillage pour éviter la distorsion de celui-ci quand la position des nœuds à l'interface de contact dépasse celle des nœuds internes.

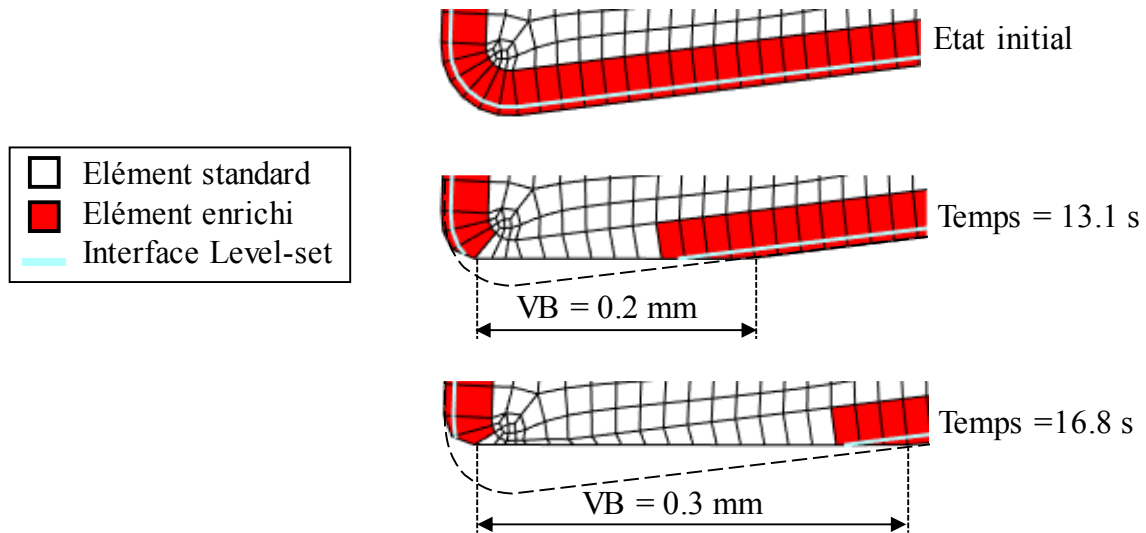


Figure IV. 26. Mise à jour de la géométrie de l'outil **T1** sur la face de dépouille pour la condition d'identification.

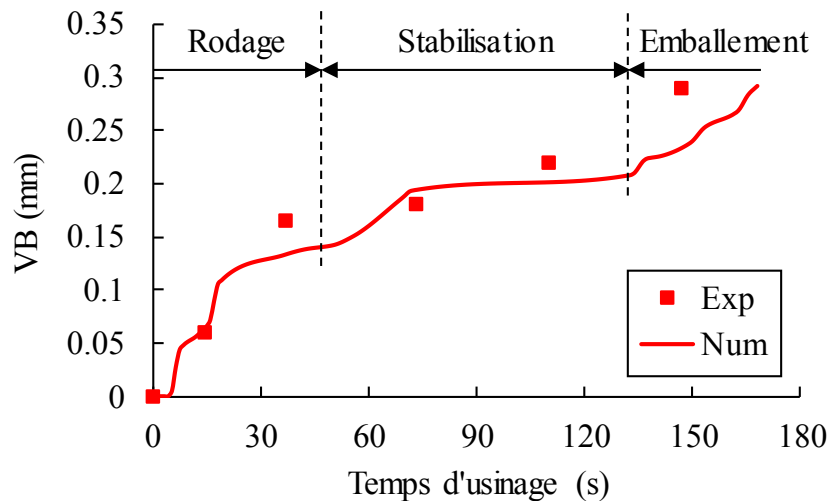


Figure IV. 27. Comparaison entre l'usure en dépouille expérimentale et numérique pour l'outil **T1** ($V_c = 150$ m/min, $f = 0.18$ mm/tr).

Une autre vitesse de coupe $V_c = 150$ m/min avec une avance $f = 0.18$ mm/tr ont été utilisées pour valider les résultats obtenus pour l'outil **T1**. La [Figure IV. 27](#) montre la comparaison de l'évolution de l'usure en dépouille VB pour l'outil **T1** entre la simulation, avec les coefficients (C_1, C_2) identifiés pour la vitesse de coupe $V_c = 300$ m/min, et l'expérience. Il apparaît que l'usure estimée par la simulation présente une bonne concordance avec les mesures expérimentales. Nous avons vu au travers de l'étude bibliographique du chapitre 1 que la courbe conventionnelle de l'usure en dépouille est constituée de trois régions. La première région « rodage » est le stade d'usure initiale où l'usure en dépouille augmente rapidement. La deuxième région dite de « stabilisation » est la zone où l'usure décrit un plateau, et la dernière région « emballment » où le taux d'usure augmente rapidement jusqu'à ce qu'à atteindre le critère limite ($VB_{lim} = 0.3$ mm). Le résultat de la simulation permet de reproduire efficacement ces trois régions. Aucune usure en cratère n'a été observée pour cette condition de coupe.

3. Etude paramétrique

A l'aide de l'approche numérique proposée, il est intéressant d'étudier l'effet des paramètres d'usinage sur la durée de vie des outils revêtus. Dans un premier temps, l'étude paramétrique portera sur l'effet du chargement thermomécanique à l'interface (vitesse de glissement, pression et température). Ensuite l'effet du nombre des couches de revêtement ainsi que leurs épaisseurs seront analysés. Seule l'usure en dépouille est considérée, et le critère $VB_{lim} = 0.3 \text{ mm}$ est adopté comme condition d'arrêt pour toutes les simulations.

3.1. Influence du chargement thermomécanique

3.1.1. Influence de la vitesse de coupe

Le but de cette partie est d'étudier l'influence de la vitesse de coupe V_c sur l'usure en dépouille des outils revêtus. La [Figure IV. 28](#) montre l'évolution de l'usure en dépouille VB pour l'outil **T1** en fonction du temps pour plusieurs vitesses de coupe $V_c = 60, 150, 200$, et 300 m/min .

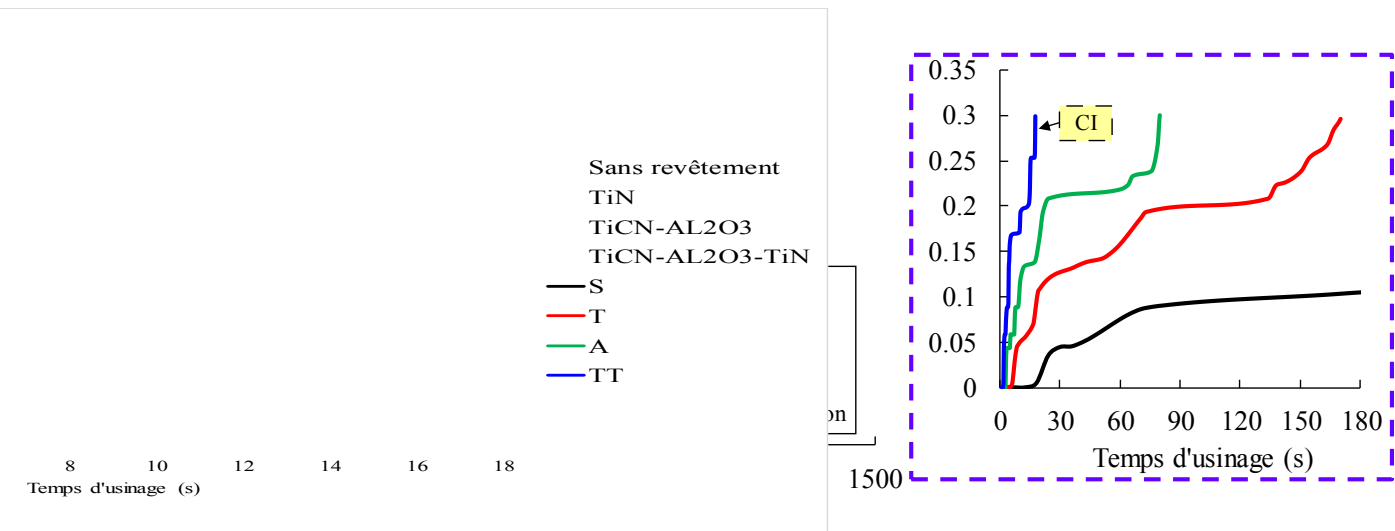


Figure IV. 28. Variation de l'usure en dépouille VB en fonction de la vitesse de coupe V_c pour l'outil **T1**.

On remarque que plus la vitesse de coupe est élevée, plus le VB atteint la limite de 0.3 mm rapidement. Afin de comparer l'effet de la vitesse de coupe pour les trois outils de coupe revêtus **T1**, **T2** et **T3**, la quantité de matière enlevée, régie par l'équation (III.80), en fonction d'une large gamme de vitesse de coupe est illustrée sur la [Figure IV. 29](#).

$$Q = f \times V_c \times T_{vie} \times w \quad (\text{III.80})$$

avec T_{vie} la durée de vie de l'outil et $w = 3 \text{ mm}$ la largeur de coupe.

Au-delà d'une vitesse de coupe de 300 m/min , la simulation de la coupe orthogonale EF-ALE diverge à cause de la distorsion du maillage. Il a fallu réduire le coefficient de frottement local μ_{loc} progressivement jusqu'à ce que la simulation converge.

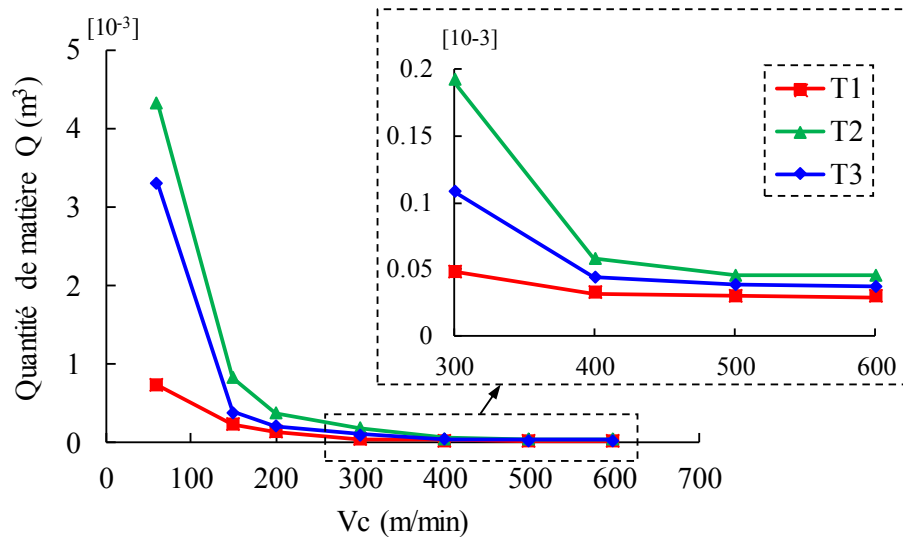


Figure IV. 29. Quantité de matière enlevée en fonction de la vitesse de coupe V_c en prenant comme critère $VB_{lim} = 0.3 \text{ mm}$ pour les différents outils de coupe revêtus **T1**, **T2** et **T3**.

A titre d'exemple pour les trois outils de coupe revêtus, la simulation pour une vitesse de coupe de 600 m/min a été effectuée avec une réduction de 40% sur la valeur du coefficient de frottement local identifié (voir Chapitre 3). Cette réduction peut être justifiée par les résultats expérimentaux de Segreti [220] pour l'usinage de l'acier 42CrMo4 avec un outil en carbure non revêtu. Cet auteur a noté que le coefficient de frottement global diminue de 23% quand la vitesse de coupe augmente de 50 m/min à 500 m/min (Figure IV. 30).

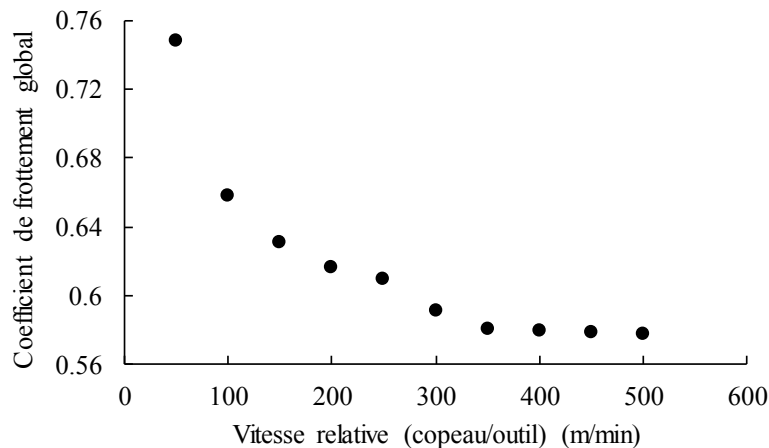


Figure IV. 30. Evolution du coefficient de frottement global expérimental en fonction de la vitesse de coupe (outil de coupe non revêtu WC-Co et pièce à usiner en 42CrMo4), [220].

D'après la Figure IV. 29, la quantité de matière enlevée Q pour chaque outil diminue rapidement avec l'augmentation de la vitesse de coupe dans l'intervalle 60 à 300 m/min, alors qu'elle se stabilise dans l'intervalle 400 à 600 m/min. Ceci reste globalement vrai pour les trois outils de coupe revêtus. Cela peut être dû à la présence de la couche Al_2O_3 dans les outils **T2** et **T3**. D'après les travaux de PalDey et al. [108], la couche dense Al_2O_3 retarde la diffusion de l'oxygène dans la surface et procure une résistance supérieure à l'oxydation. Rajaguru et al.

[221] rajoutent que la dureté extrême à haute température et la faible conductivité thermique de la couche Al_2O_3 fournissent également une stabilité nécessaire dans l'usinage à sec. Quelle que soit la vitesse de coupe, l'outil **T1** donne la plus faible quantité de matière enlevée Q .

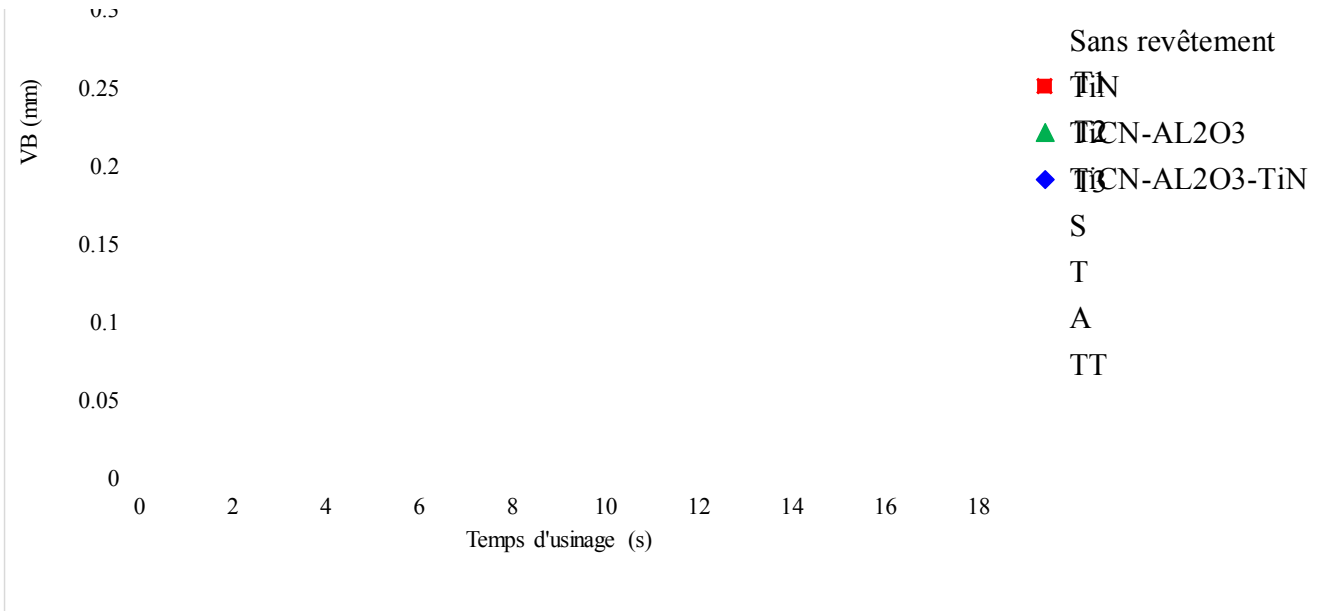


Figure IV. 31. Evolution de la durée de vie T_{vie} en fonction de la vitesse de coupe V_c pour les différents outils de coupe revêtus **T1**, **T2** et **T3**.

Pour les revêtements utilisés dans cette étude et d'après la [Figure IV. 31](#) qui représente la durée de vie T_{vie} des trois outils **T1**, **T2** et **T3** en fonction de la vitesse de coupe V_c , on remarque que les outils **T2** et **T3** ont un comportement très proche quelle que soit la vitesse de coupe. L'outil **T2** donne la meilleure durée de vie en comparaison avec les autres outils. Les paramètres de contact (coefficient de frottement local et conductance thermique de contact) identifiés dans le chapitre 3 pour l'outil **T2** et **T3** sont identiques et inférieurs à ceux de l'outil **T1**, cela peut contribuer à l'amélioration de la durée de vie de ces deux outils. Vu que les deux outils **T2** et **T3** subissent le même chargement thermomécanique, on peut déduire que le gain sur la durée de vie pour l'outil **T2** est dû en grande partie à son épaisseur totale de revêtement qui est supérieure aux deux autres ([Tableau IV. 4](#)). L'écart sur la durée de vie entre l'outil **T1** et les autres outils devient de plus en plus faible avec l'augmentation de la vitesse de coupe. La durée de vie de l'outil diminue généralement avec l'augmentation de la vitesse de coupe lors de l'usinage à sec. Selon Gorczyca [222], cette relation entre la vitesse de coupe et la durée de vie de l'outil est due à la réduction de la longueur de contact outil/copeau et à l'augmentation de la température, ainsi qu'à l'augmentation des contraintes normales et de cisaillement à l'interface de contact.

Tableau IV. 4. Epaisseur totale des revêtements.

Outil	T1	T2	T3
Epaisseur totale du revêtement (μm)	6	9.3	8

3.1.2. Influence de la pression de contact

Le but dans cette partie est d'étudier l'effet de la pression de contact en dépouille. Pour cela, le chargement thermomécanique en termes de vitesse de glissement ($V_g = 200$ m/min) et température ($T = 1000$ °C) est maintenu uniforme et constant le long de la face de dépouille. Les simulations sont effectuées pour différentes valeurs de la pression, de 200 à 2000 MPa. La [Figure IV. 32](#) montre l'évolution de la durée de vie T_{vie} des trois outils de coupe revêtus en fonction de la variation de la pression. La pression de contact a un effet très significatif sur la durée de vie des outils jusqu'à 500 MPa. La durée de vie de l'outil **T3** par exemple chute de 65% quand la pression atteint 600 MPa. Au-delà de 500 MPa la durée de vie devient progressivement moins sensible à l'augmentation de la pression.

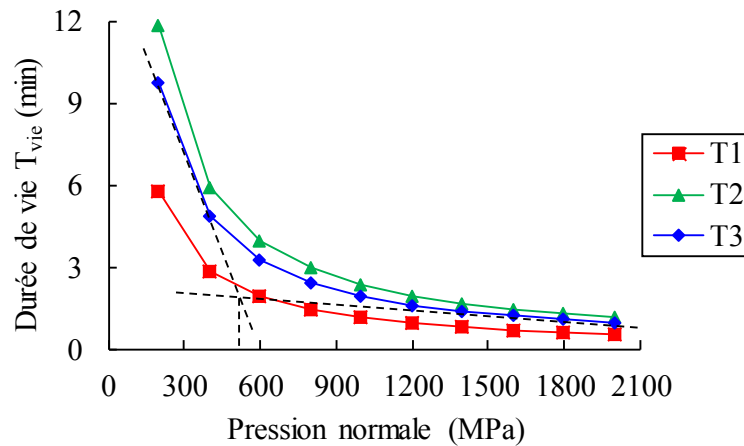


Figure IV. 32. Durée de vie en fonction de la pression pour les différents outils de coupe revêtus **T1**, **T2** et **T3**.

3.1.3. Influence de la température

L'attention est maintenant portée sur l'effet de la température. Cette fois-ci, la pression est maintenue uniforme et constante ($\sigma_n = 1$ GPa) sur la face de dépouille ainsi que la vitesse de glissement ($V_g = 200$ m/min). La température varie quant à elle entre 400 et 1400 °C. La [Figure IV. 33](#) montre les résultats des simulations pour les trois outils de coupe revêtus. Une forte diminution de la durée de vie des outils est observée pour les températures comprises entre 200 et 500 °C pour l'outil **T1** et entre 200 et 700 °C pour les outils **T2** et **T3**. Cette diminution se poursuit pour les températures élevées mais avec une faible variation. Nous avons vu dans le chapitre bibliographique que la température est un facteur très important qui participe à l'apparition des mécanismes d'usure. Dans les travaux d'Attanasio et al. [79], lors de l'usinage de l'acier AISI 1045 avec un outil non revêtu ISO P40, le contrôle de la température est introduit pour simuler l'activation du phénomène diffusif qui se déroule uniquement lorsque la température est supérieure à la température d'activation T_{act} . De cette façon, dans la zone de l'outil où la température est inférieure à T_{act} , le taux d'usure est calculé selon le modèle d'Usui (équation (III.71)), tandis que, dans la zone où la température est supérieure à T_{act} , un modèle combinant le phénomène abrasif et diffusif est appliqué. En se basant sur les travaux de la

littérature, [223], Attanasio et al. [79] ont mentionné que T_{act} est de 700°C . Dans les travaux de Yen et al. [78] et Maekawa et Kitagawa [224], il a été montré qu'il est possible d'estimer l'usure totale de l'outil en utilisant seulement l'équation (III.71) à condition de changer les coefficients (C_1, C_2) quand la température atteint la température d'activation T_{act} .

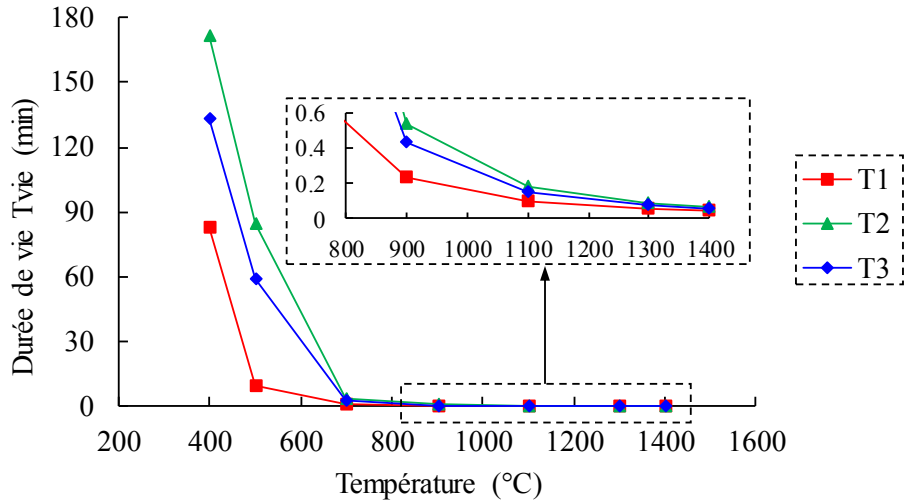


Figure IV. 33. Durée de vie en fonction de la température pour les différents outils de coupe revêtus.

3.2. Influence du nombre de couches de revêtement

Dans ce cas d'étude, on souhaite quantifier la sensibilité du modèle vis-à-vis du nombre de couches de revêtement ainsi qu'à leurs épaisseurs. Pour cela, quatre cas test ont été choisis. Il s'agit d'effectuer des simulations d'usure en augmentant à chaque fois le nombre de couches dans la même épaisseur totale du revêtement de $6\ \mu\text{m}$. La Figure IV. 34 montre les différents cas test (2, 8, 16 et 32 couches) avec la représentation des interfaces Level-set et la valeur de l'épaisseur d'une couche e_c . Les matériaux utilisés pour les couches de revêtement sont le TiN et l' Al_2O_3 . La couche de TiN est celle qui est exposée en premier dans les quatre cas test. Le même chargement thermomécanique est considéré dans tous les cas de figure. Le chargement ($V_g = 200\ \text{m/min}$, $\sigma_n = 1\ \text{GPa}$ et $T = 1000\ ^{\circ}\text{C}$) est maintenu uniforme et constant sur la face de dépouille.

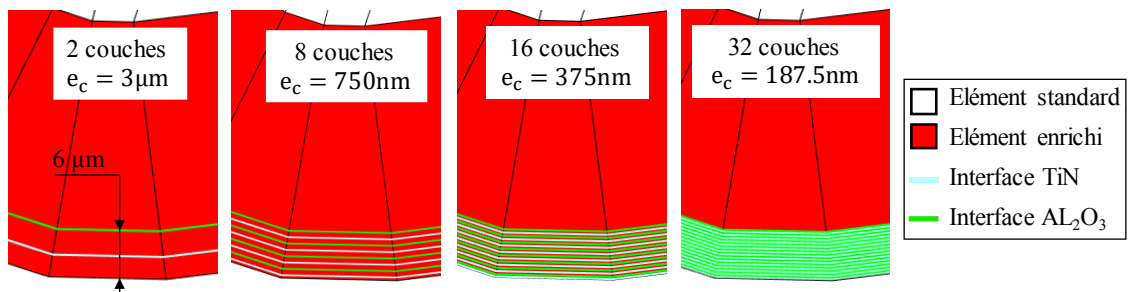


Figure IV. 34. Différentes configurations de revêtement, avec e_c l'épaisseur d'une couche.

Selon la technique utilisée pour la construction de la fonction Level-set (voir chapitre 2, sous-section 1.3), plus l'épaisseur de la couche de revêtement est faible, plus le calcul de la fonction

Level-set nécessite une discrétisation plus fine. Pour une épaisseur de couche $e_c = 187.5$ nm, la [Figure IV. 35\(a\)](#) montre la défaillance de la représentation de l'interface revêtement/substrat quand la fonction Level-set est construite avec une taille adimensionnelle de segments $h_{seg} = 10^{-4}$ (on rappelle que cette valeur a été déterminée dans le chapitre 2, sous-section 1.3). Pour corriger ce problème, la taille de segments est diminuée à $h_{seg} = 10^{-5}$ ([Figure IV. 35\(b\)](#)).

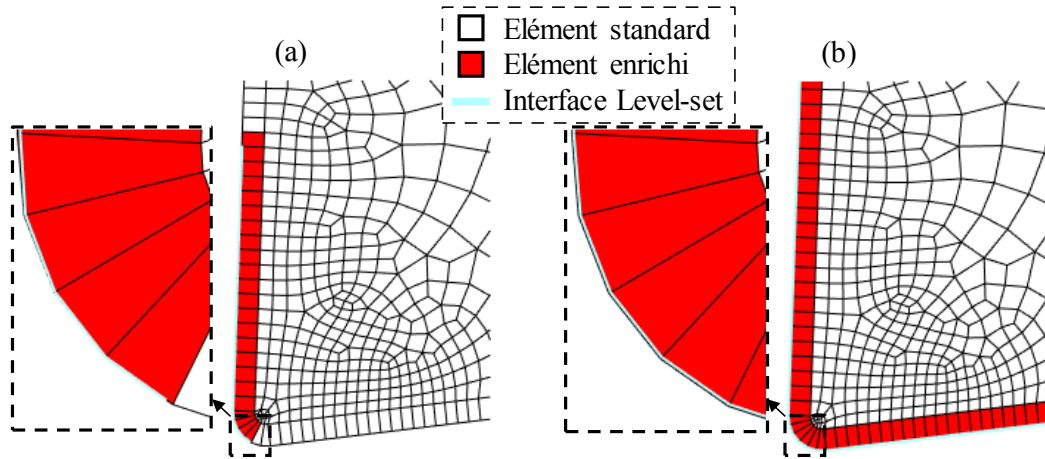


Figure IV. 35. Représentation de l'interface Level-set du revêtement à 375nm d'épaisseur avec la taille adimensionnelle de segments (a) $h_{seg} = 10^{-4}$ et (b) $h_{seg} = 10^{-5}$.

De plus, la condition (III.72) qui assure le déplacement progressif des nœuds à l'interface de l'outil dans les couches de revêtement doit être vérifiée. Cela implique que l'incrément de temps de calcul devient de plus en plus faible avec la diminution de l'épaisseur des couches de revêtement. Donc les très faibles épaisseurs des couches augmentent considérablement le temps de calcul CPU total. En effet, la [Figure IV. 36](#) montre cette augmentation du temps de calcul CPU quand le nombre de couche passe de 2 à 16 couches. Sur la même figure, l'évolution de la durée de vie des outils en fonction du nombre de couches de revêtement est également illustrée. On observe clairement que la durée de vie augmente avec le nombre de couches. Entre les cas de 2 et 8 couches, la durée de vie est rapidement améliorée. Ensuite, la durée de vie progresse plus lentement au-delà de 8 couches.

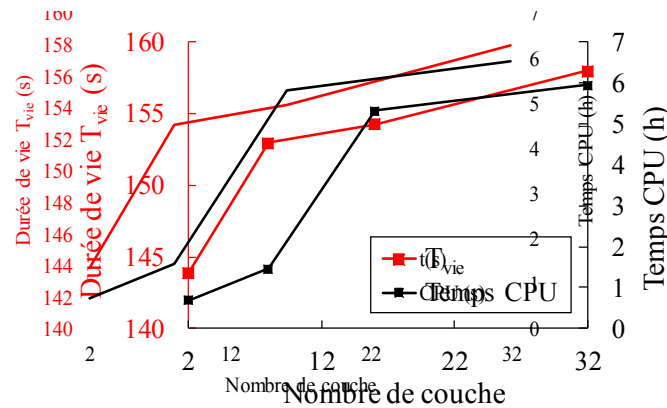


Figure IV. 36. Durée de vie et temps de calcul CPU en fonction du nombre des couches.

En regardant l'évolution de la profondeur d'usure du nœud P dans le temps (*Figure IV. 37*), on constate que plus le nombre de couches est élevé, plus le déplacement dans l'épaisseur totale du revêtement est retardé. Les résultats de la *Figure IV. 36* montrent que l'effet du nombre de couches dans la même épaisseur n'est pas très significatif. En effet, l'écart entre la durée de vie des cas de 2 et 32 couches de revêtement est de 9%. Or, nous avons vu dans l'étude bibliographique que les revêtements nano-couches ont une meilleure résistance à l'usure face aux revêtements multicouches. Ducros et Sanchette [118] mettent en cause l'amélioration du contact entre l'outil et la pièce par les revêtements nano-couches. Donc il faudra appliquer le vrai chargement thermomécanique dans chaque cas pour bien évaluer les avantages des outils nano-couche sur la durée de vie. Néanmoins, il est tout à fait possible d'estimer la durée de vie des outils de coupe revêtus en nano-couches avec le modèle XFEM/Level-set, chose qui n'est pas possible avec un modèle éléments finis standard.

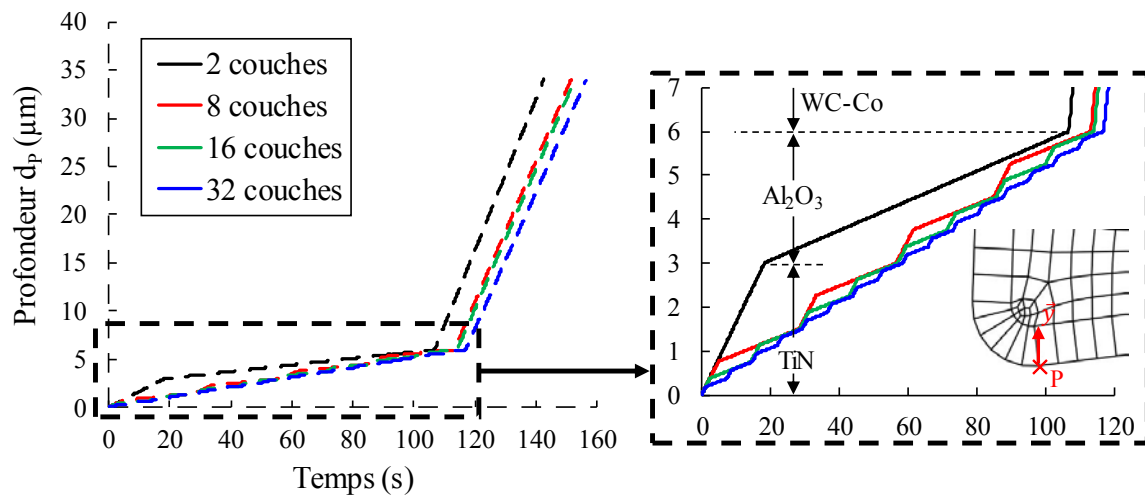


Figure IV. 37. Evolution de la profondeur d'usure du nœud P en fonction du temps d'usinage.

4. Conclusion

Dans ce chapitre, l'approche de modélisation multi-étapes proposée dans le chapitre 3 est étendue à l'estimation de l'usure des outils de coupe revêtus lors d'une opération d'usinage. Une description des différentes étapes de cette approche a été présentée.

Une technique a été introduite pour adapter la géométrie de l'outil de coupe au maillage modifié sans intervention manuelle ni interruption de la simulation numérique. Grâce à la représentation implicite des interfaces matérielles entre les couches de revêtement et le substrat via la fonction Level-set, le suivi de l'usure à chaque incrément de temps est effectué tout en évitant les problèmes numériques (distorsion du maillage). Lors de la mise à jour de la géométrie d'outil et à l'aide du signe de la fonction Level-set, les paramètres matériaux et les coefficients C_1 et C_2 de l'équation d'usure peuvent être affectés à chaque incrément. Une stratégie d'identification des coefficients C_1 et C_2 de chaque couche de revêtement et du substrat est également proposée. Cette dernière est basée sur les essais expérimentaux d'usure et les résultats de la simulation numérique. Globalement, l'approche présentée fournit des résultats raisonnables pour la

simulation de l'usure des outils revêtus (sur la face de coupe et de dépouille) en comparaison avec les résultats expérimentaux.

Dans la seconde partie de ce chapitre, nous avons mené une étude paramétrique sur l'effet du chargement thermomécanique et sur l'effet du nombre de couches de revêtement et de leurs épaisseurs. L'étude sur le chargement thermomécanique a révélé que le paramètre le plus influant sur la durée de vie des outils est la vitesse de coupe. D'autre part, l'effet de la pression a été mis en évidence sur l'usure en dépouille VB. Les résultats de l'étude paramétrique de la température ont montré qu'il faut changer les coefficients C_1 et C_2 de l'équation d'usure quand la température dépasse la température d'activation du mécanisme diffusif. Nous avons montré à travers les résultats obtenus que, l'augmentation du nombre de couches dans la même épaisseur de revêtement conduit à une amélioration de la durée de vie de l'outil.

Enfin, l'usure et la durée de vie de l'outil de coupe revêtu peuvent être simulées pour les opérations d'usinage quel que soit le nombre de couches de revêtement et la valeur de leurs épaisseurs, ce qui reste assez difficile à faire voire impossible avec la méthode standard des éléments finis.

Conclusion générale et perspectives

L'objectif de cette thèse était de proposer une approche permettant d'estimer l'usure et la durée de vie des outils de coupe revêtus lors d'une opération d'usinage. L'approche proposée pourrait être utilisée par le partenaire industriel comme un outil de prédiction et d'aide à la décision pour le choix des revêtements et des conditions de coupe (vitesse de coupe et avance).

Le manuscrit de la thèse débute par une revue bibliographique dans laquelle une brève introduction sur les généralités du procédé d'usinage a été donnée. L'étude bibliographique a permis de comprendre les différents phénomènes physiques régissant le chargement thermomécanique aux interfaces outil-copeau et outil-pièce et les différents paramètres du contact (frottement local μ_{loc} , conductance thermique h et coefficient de partage a) qui contrôlent le chargement thermomécanique à l'interface de contact. Les différentes méthodes analytiques/numériques traitant la problématique des couches minces en général et les revêtements en particulier ont été ensuite analysées. Il apparaît clairement d'après cette étude bibliographique que l'utilisation d'une approche classique comme la méthode des éléments finis « MEF » qui nécessite un maillage conforme aux couches de revêtement, peut mener à plusieurs problèmes numériques comme des temps de calcul élevés causés par les faibles tailles de d'éléments, et la distorsion du maillage lors de la mise à jour du profil d'outil usé. Cependant, les méthodes multi-échelles avec le couplage XFEM/Level-set peuvent répondre à notre besoin en évitant ces problèmes numériques.

Avant d'utiliser le modèle XFEM/Level-set dans une application complexe comme l'usinage, il a fallu tester et valider le modèle sur des cas test simples sous chargement contrôlé. Le deuxième chapitre présente, dans un premier temps, le développement du modèle proposé XFEM/Level-set. Les différents aspects numériques liés à la modélisation des revêtements avec le modèle ont été détaillés dans ce chapitre, à savoir, le choix de la fonction d'enrichissement pour les faibles discontinuités, la construction des interfaces complexes via la fonction Level-set et la subdivision des éléments traversés par une ou plusieurs interfaces (éléments enrichis) dans le cas du revêtement. Dans un second temps, deux études paramétriques issues de la littérature ont été effectuées pour quantifier la précision et les limites du modèle XFEM/Level-set. La première consistait à varier l'épaisseur du revêtement (de 1 à 1000 μm) et la deuxième les propriétés thermiques du revêtement. Des comparaisons entre la méthode XFEM/Level-set, la méthode des éléments frontières « BEM », la MEF avec raffinement de maillage au niveau de l'interface revêtement/substrat et la méthode MAX-FEM utilisée au début de travaux de cette thèse ont été effectuées. Les résultats de ces comparaisons ont montré que la méthode XFEM/Level-set fournit des résultats plus précis et plus stables quelles que soient l'épaisseur et les propriétés thermiques du revêtement. Enfin, la capacité de la méthode proposée a été démontrée en résolvant des problèmes 2D thermomécaniques en régime transitoire pour des géométries avec des revêtements mono et multicouches. En raison de l'absence d'une solution exacte, les résultats de la XFEM/Level-set ont été systématiquement comparés avec ceux de la MEF avec raffinement de maillage. L'étude de convergence a montré que la solution

XFEM/Level-set fournit en un temps de calcul CPU faible (Ex : 23 min pour la MEF contre 31 s pour la XFEM-Level-set) des résultats relativement corrects. Cependant, l'augmentation du nombre de points d'intégration dans les éléments enrichis uniquement permet d'améliorer significativement la précision de la solution avec peu d'influence sur le temps de calcul (Ex : 31 s pour 4 points d'intégration et 134 s pour 128 points d'intégration).

Le chargement thermomécanique appliqué sur les faces de l'outil de coupe est le paramètre qui contrôle l'usure de l'outil lors de l'usinage. Il est très important de le quantifier pour bien estimer l'usure de l'outil. Le troisième chapitre a été dédié à l'identification des paramètres de contact (coefficient de frottement local et conductance thermique de contact) contrôlant le chargement. Pour cela, la première partie fut dédiée à l'étude expérimentale de la coupe en configuration de coupe orthogonale de l'acier 42CrMo4 avec différents outils de coupe fournis par Evatec Tools : **T0** (sans revêtement), **T1** (TiN), **T2** (TiCN/Al₂O₃) et **T3** (TiCN/Al₂O₃/TiN). Cette étude a eu pour objectif d'analyser l'effet des différents revêtements sur les efforts de coupe et d'avance, la température et la morphologie des copeaux pour différentes conditions de coupe. Il a été montré que l'effet des conditions de coupe, en particulier la vitesse de coupe est plus significative sur la morphologie des copeaux que l'effet du revêtement. Cependant, la présence des couches de revêtement permet de réduire les efforts de coupe et la température dans l'outil de coupe, et l'écart entre les résultats de l'outil avec et sans revêtement est plus prononcé pour des conditions de coupe élevées. La deuxième partie de ce chapitre a présenté l'approche multi-étapes proposée pour l'identification du coefficient de frottement local μ_{loc} et de la conductance thermique de contact h . Cette approche consiste à effectuer en première étape une simulation EF-ALE (Arbitrary Lagrangian Eulerian) de la coupe orthogonale pour une faible durée d'usinage (0.04s) permettant la stabilité des efforts de coupe et de la température à l'interface de contact outil/pièce. Une comparaison entre les efforts de coupe et d'avance expérimentaux et numériques a permis d'identifier le coefficient μ_{loc} . Cependant, pour l'identification du paramètre h , il a fallu récupérer le chargement depuis la simulation EF-ALE dans la zone active constituant ainsi la deuxième étape de l'approche. La dernière étape consistait à appliquer le chargement comme paramètre d'entrée dans le modèle XFEM/Level-set pour ensuite effectuer une analyse thermique transitoire pour des durées correspondant à l'usinage réel pour les outils de coupe revêtus. Cette approche a permis de comparer l'évolution de la température expérimentale et numérique pour identifier h . L'identification a été faite pour une condition de coupe puis validée sur une large gamme de conditions de coupe. Les résultats obtenus ont montré que les outils de coupe multicouches (**T2** et **T3**) ont les paramètres de contact les plus faibles. Ceci s'explique par les faibles propriétés thermiques de la couche Al₂O₃. La présence du revêtement permet de changer le comportement mécanique et thermique du contact outil/pièce, de ralentir la progression de la température dans l'outil de coupe et d'éviter les fortes fluctuations observées avec l'outil sans revêtement. En conclusion, cette étude a permis d'identifier les paramètres locaux de contact pour chaque outil de coupe utilisé. Ces paramètres vont permettre d'appliquer un chargement thermomécanique réel dans le quatrième chapitre.

Nous avons pu comprendre et analyser l'effet du revêtement via les développements et les résultats obtenus dans les deux précédents chapitres. Ces derniers ont servi dans le quatrième chapitre à estimer l'usure et la durée de vie des outils de coupe revêtus. En effet l'approche multi-étapes a été développée en intégrant l'estimation de l'usure. Cette étape consistait à déplacer les nœuds du maillage au niveau des surfaces de l'outil selon l'équation d'usure d'Usui. La mise à jour du profil de l'outil à chaque incrément de temps représente ainsi l'usure. Le modèle XFEM/Level-set a montré un grand atout pour cette étape. En effet, la représentation implicite des interfaces (couches de revêtement/substrat) via la fonction Level-set a permis d'éviter la distorsion du maillage lors de la mise à jour du profil. Les constantes présentes dans l'équation d'usure ont permis de calibrer cette équation selon le revêtement présent dans l'outil de coupe. Cette calibration a été effectuée pour une condition de coupe par une méthode inverse en se basant sur les données expérimentales. Ensuite, une validation sur d'autres conditions a été effectuée. La *Figure C. 1* résume toute la démarche. En raison d'absence d'usure sur la face de coupe (sous forme de cratère) des outils revêtus, l'étude a été menée sur l'usure en dépouille. Globalement, les résultats ont montré une bonne estimation de l'usure par l'approche proposée, ce qui nous a encouragés à effectuer une étude paramétrique sur l'effet du chargement thermomécanique, le nombre et l'épaisseur des couches de revêtement. Les résultats ont confirmé l'effet important de la vitesse de coupe et de la température sur l'usure en dépouille. D'autre part, une durée de vie théorique pour chaque outil de coupe revêtu a été estimée répondant ainsi aux besoins industriels. Via l'approche proposée, il a été montré qu'il est tout à fait possible d'estimer l'usure des outils de coupe revêtus quels que soient l'épaisseur et le nombre de couches de revêtement (nano-couches).

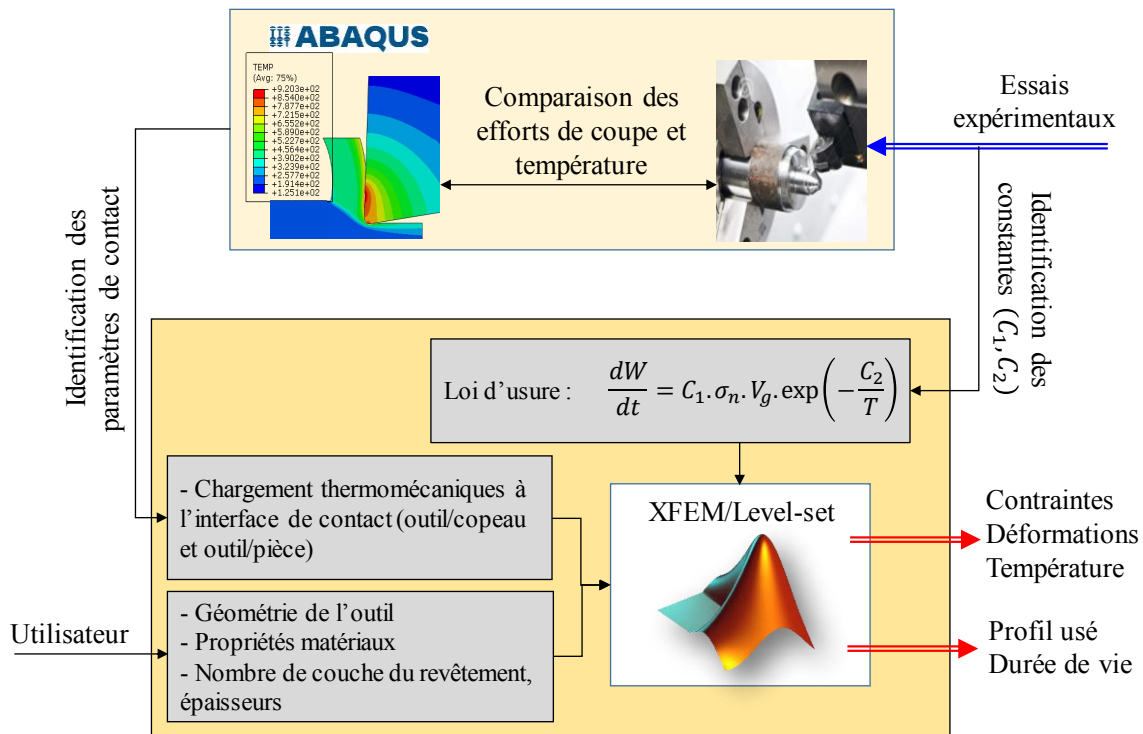


Figure C. 1. Démarche permettant de prédire la durée de vie des outils de coupe revêtus.

Perspectives

Dans la présente approche, le chargement thermomécanique appliqué au niveau de l'interface de l'outil a été récupéré depuis la simulation EF-ALE. Cette dernière nécessite un temps de calcul élevé. De plus, le chargement a été récupéré et affecté manuellement. Pour améliorer ces points, nous pouvons coupler le modèle XFEM/Level-set avec un modèle hybride de la coupe orthogonale tel que celui proposé par Avestro [225] ou celui utilisé par Cahuc et al. [226] évitant ainsi l'utilisation d'un code commercial.

Il pourrait être intéressant d'intégrer des lois physiques d'usure comme la loi proposée par Halila [14]. Cette dernière permet de calculer le taux d'usure abrasive pour des outils non revêtus en se basant sur des lois statistiques et en prenant en compte l'hétérogénéité des particules abrasives liée au matériau usiné. Les auteurs indiquent qu'il est possible d'étendre cette loi pour le cas des outils revêtus en multicouches et de prendre en considération l'effet de la température.

Si la loi d'usure utilisée permet de distinguer l'usure abrasive de l'usure adhésive, il est tout à fait possible de représenter l'adhésion de la matière sur la surface de l'outil à l'aide des interfaces Level-set. En effet, au moment de l'activation de l'usure adhésive, nous pouvons créer une interface Level-set traversant les nœuds du profil usé séparant ainsi le matériau de l'outil et celui de la pièce. Le signe de la fonction Level-set créée permettra d'affecter les propriétés matériau dans la zone d'adhésion (*Figure C. 2*). La difficulté dans cette démarche persiste dans la gestion de la subdivision des éléments du maillage avec l'intersection des interfaces Level-set.

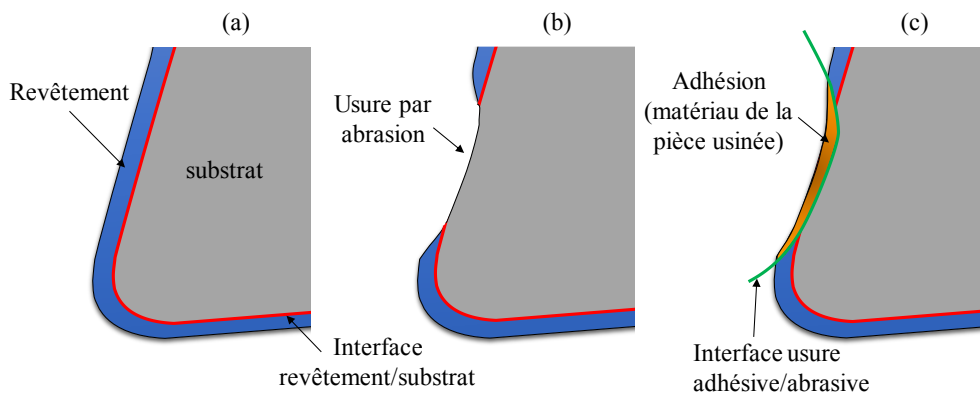


Figure C. 2. Illustration de la mise à jour de la géométrie d'outil en fonction de l'usure (a) géométrie d'outil initiale, (b) usure abrasive, (c) usure adhésive.

Les résultats prometteurs obtenus dans le cas 2D nous ont permis de mener des premiers développements pour le cas 3D. En effet, un outil pour la représentation de l'interface revêtement/substrat en 3D via la fonction Level-set a été développé. La *Figure C. 3* montre la représentation de l'interface pour une géométrie d'outil complexe. Ainsi, la *Figure C. 4* montre une comparaison entre la solution EF avec raffinement de maillage près du revêtement et la XFEM/Level-set pour une analyse statique.

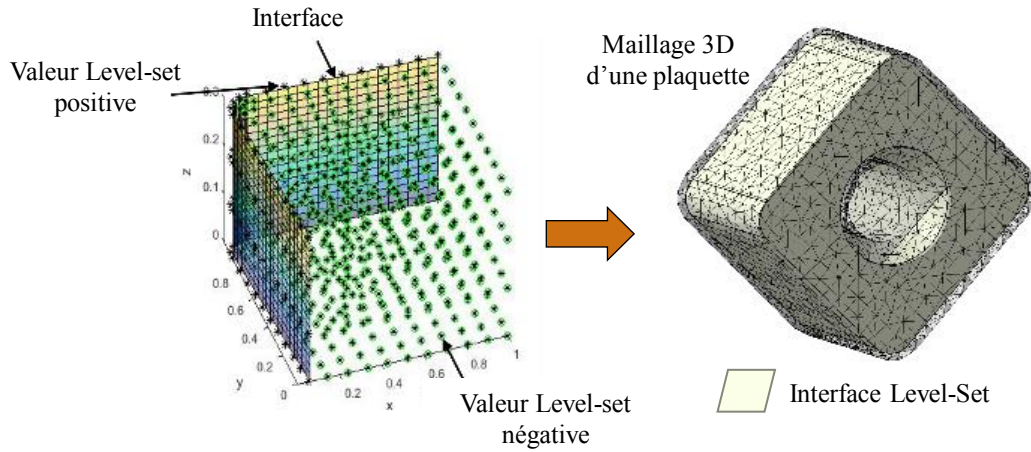


Figure C. 3. Représentation de l'interface Level-set en 3D.

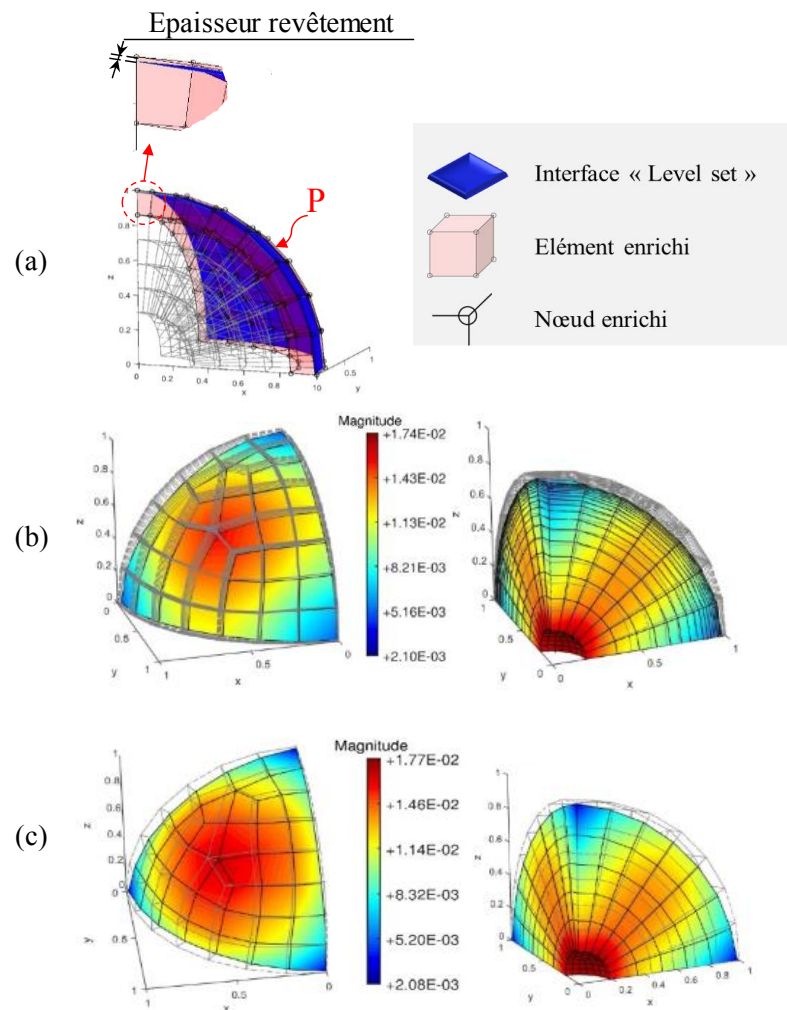


Figure C. 4. (a) Représentation Level-set. Champs de déplacement avec (b) la MEF et (c) la XFEM/Level-set.

Enfin, l'approche présentée donne une possibilité pour simuler l'usure des outils de coupe revêtus dans l'usinage en coupe orthogonale. En outre, les travaux futurs seront axés sur d'autres procédés de coupe tels que le fraisage, le forage ou le perçage.

Références bibliographiques

- [1] Merchant ME. An interpretive look at 20th century research on modeling of machining. *Mach Sci Technol* 1998;2:157–63.
- [2] Ifis A, Bilteryst F, Nouari M. A new finite elements method for transient thermal analysis of thin layers. *Int J Therm Sci* 2014;86:148–65.
- [3] Ifis A, Bilteryst F, Nouari M. Transient thermomechanical analysis of thin layers using a hybrid “MAX-FEM” model. *Finite Elem Anal Des* 2013;69:73–87.
- [4] Atlati S, Haddag B, Nouari M, Zenasni M. Analysis of a new segmentation intensity ratio “SIR” to characterize the chip segmentation process in machining ductile metals. *Int J Mach Tools Manuf* 2011;51:687–700.
- [5] Childs T. *Metal machining: theory and applications*. Butterworth-Heinemann; 2000.
- [6] Brown RH. On the mechanics of chip segmentation in machining. *J Eng Ind* 1981;103:33–51.
- [7] Hua J, Shivpuri R. Prediction of chip morphology and segmentation during the machining of titanium alloys. *J Mater Process Technol* 2004;150:124–33.
- [8] Atlati S, Haddag B, Nouari M, Moufki A. Effect of the local friction and contact nature on the Built-Up Edge formation process in machining ductile metals. *Tribol Int* 2015;90:217–27.
- [9] Nouari M, Calamaz M, Girot F. Mécanismes d’usure des outils coupants en usinage à sec de l’alliage de titane aéronautique Ti–6Al–4V. *Comptes Rendus Mécanique* 2008;336:772–81.
- [10] Shaw MC, Vyas A. The mechanism of chip formation with hard turning steel. *CIRP Ann-Manuf Technol* 1998;47:77–82.
- [11] Poulachon G, Moisan A, Jawahir IS. Tool-wear mechanisms in hard turning with polycrystalline cubic boron nitride tools. *Wear* 2001;250:576–86.
- [12] Trent EM, Wright PK. *Metal cutting*. Butterworth-Heinemann; 2000.
- [13] Nouari M. contribution à la compréhension et à la modélisation des mécanismes d’usure dans un contact à sec en condition de chargement complexe: application à l’usinage des alliages aéronautiques. Univ Bordx 1 2006.
- [14] Halila F. Modélisation analytique et caractérisation expérimentale de l’usure par abrasion des outils de coupe. Université de Lorraine, 2015.
- [15] Oxley PLB. *Mechanics of Machining, An Analytical Approach to Assessing Machinability*, 1989. Ellis Horwood Limited, Chichester, West Sussex; n.d.
- [16] Liyao G, Minjie W, Chunzheng D. On adiabatic shear localized fracture during serrated chip evolution in high speed machining of hardened AISI 1045 steel. *Int J Mech Sci* 2013;75:288–98.
- [17] Molinari A, Dudzinski D. Stationary shear band in high-speed machining. *Comptes Rendus Académie Sci Sér 2 Mécanique Phys Chim Sci Univers Sci Terre* 1992;315:399–405.
- [18] Merchant ME. Mechanics of the metal cutting process. I. Orthogonal cutting and a type 2 chip. *J Appl Phys* 1945;16:267–75.
- [19] Merchant ME. Mechanics of the metal cutting process. II. Plasticity conditions in orthogonal cutting. *J Appl Phys* 1945;16:318–24.
- [20] Von Turkovich BF. Metal cutting: a look towards the future. *ASME PED* 1980;1:1–16.
- [21] Turley DM. Dislocation substructures and strain distributions beneath machined surfaces of 70/30 brass. *J INST MET* 1971;99:271–6.
- [22] Bouzid W. Etude expérimentale et numérique de la coupe orthogonale. 1993.
- [23] Bahi S, Nouari M, Moufki A, El Mansori M, Molinari A. A new friction law for sticking and sliding contacts in machining. *Tribol Int* 2011;44:764–71.
- [24] Johnson GR, Cook WH. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures. *Proc. 7th Int. Symp. Ballist.*, vol. 21, The Hague, The Netherlands; 1983, p. 541–7.

- [25] Haddag B, Makich H, Nouari M, Dhers J. Tribological behaviour and tool wear analyses in rough turning of large-scale parts of nuclear power plants using grooved coated insert. *Tribol Int* 2014;80:58–70.
- [26] Kone F, Czarnota C, Haddag B, Nouari M. Finite element modelling of the thermo-mechanical behavior of coatings under extreme contact loading in dry machining. *Surf Coat Technol* 2011;205:3559–66.
- [27] Ducobu F, Rivière-Lorphèvre E, Filippi E. Application of the Coupled Eulerian-Lagrangian (CEL) method to the modeling of orthogonal cutting. *Eur J Mech-ASolids* 2016;59:58–66.
- [28] Atlati S. Développement d'une nouvelle approche hybride pour la modélisation des échanges thermiques à l'interface outil-copeau: application à l'usinage de l'alliage d'aluminium aéronautique AA2024-T351. Université de Lorraine, 2012.
- [29] Johnson GR, Cook WH. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Eng Fract Mech* 1985;21:31–48.
- [30] ABAQUS Documentation for version 6.11-2 Dassault systems Simulia 2011.
- [31] Moufki A, Molinari A, Dudzinski D. Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law. *J Mech Phys Solids* 1998;46:2103–38.
- [32] Filice L, Micari F, Rizzuti S, Umbrello D. A critical analysis on the friction modelling in orthogonal machining. *Int J Mach Tools Manuf* 2007;47:709–14.
- [33] Arrazola PJ, Ugarte D, Dominguez X. A new approach for the friction identification during machining through the use of finite element modeling. *Int J Mach Tools Manuf* 2008;48:173–83.
- [34] Zorev NN. Inter-relationship between shear processes occurring along tool face and shear plane in metal cutting. *Int Res Prod Eng* 1963;49:143–52.
- [35] Usui E, Shirakashi T. Mechanics of machining—from descriptive to predictive theory. *Art Cut Met Years Later* 1982;7:13–35.
- [36] Özel T. The influence of friction models on finite element simulations of machining. *Int J Mach Tools Manuf* 2006;46:518–30.
- [37] Shirakashi T, Usui E. Friction characteristics on tool face in metal machining. *JSPE* 1973;39:966–72.
- [38] Iqbal SA, Mativenga PT, Sheikh MA. Characterization of machining of AISI 1045 steel over a wide range of cutting speeds. Part 2: evaluation of flow stress models and interface friction distribution schemes. *Proc Inst Mech Eng Part B J Eng Manuf* 2007;221:917–26.
- [39] Vaz M, Owen DRJ, Kalhori V, Lundblad M, Lindgren L-E. Modelling and simulation of machining processes. *Arch Comput Methods Eng* 2007;14:173–204.
- [40] Malakizadi A, Hosseinkhani K, Mariano E, Ng E, Del Prete A, Nyborg L. Influence of friction models on FE simulation results of orthogonal cutting process. *Int J Adv Manuf Technol* 2016;1–16.
- [41] Madhusudana CV, Madhusudana CV. Thermal contact conductance. Springer; 1996.
- [42] Umbrello D, Filice L, Rizzuti S, Micari F, Settineri L. On the effectiveness of finite element simulation of orthogonal cutting with particular reference to temperature prediction. *J Mater Process Technol* 2007;189:284–91.
- [43] Coelho RT, Ng E-G, Elbestawi MA. Tool wear when turning hardened AISI 4340 with coated PCBN tools using finishing cutting conditions. *Int J Mach Tools Manuf* 2007;47:263–72.
- [44] Arrazola PJ, Villar A, Ugarte D, Marya S. Serrated chip prediction in finite element modeling of the chip formation process. *Mach Sci Technol* 2007;11:367–90.
- [45] Ceretti E, Filice L, Umbrello D, Micari F. ALE simulation of orthogonal cutting: a new approach to model heat transfer phenomena at the tool-chip interface. *CIRP Ann-Manuf Technol* 2007;56:69–72.
- [46] Attanasio A, Ceretti E, Rizzuti S, Umbrello D, Micari F. 3D finite element analysis of tool wear in machining. *CIRP Ann-Manuf Technol* 2008;57:61–4.
- [47] Kraljinić I, Daves W, Tkadletz M, Teppernegg T, Klünsner T, Schalk N, et al. Finite element study of the influence of hard coatings on hard metal tool loading during milling. *Surf Coat Technol* 2016;304:134–41.

-
- [48] Courbon C, Mabrouki T, Rech J, Mazuyer D, D'Eramo E. On the existence of a thermal contact resistance at the tool-chip interface in dry cutting of AISI 1045: formation mechanisms and influence on the cutting process. *Appl Therm Eng* 2013;50:1311–25.
 - [49] Marusich TD, Ortiz M. Modelling and simulation of high- speed machining. *Int J Numer Methods Eng* 1995;38:3675–94.
 - [50] Akbar F, Mativenga PT, Sheikh MA. An evaluation of heat partition in the high-speed turning of AISI/SAE 4140 steel with uncoated and TiN-coated tools. *Proc Inst Mech Eng Part B J Eng Manuf* 2008;222:759–71.
 - [51] Zemzemi F, Rech J, Salem WB, Dogui A, Kapsa P. Identification of a friction model at tool/chip/workpiece interfaces in dry machining of AISI4142 treated steels. *J Mater Process Technol* 2009;209:3978–90.
 - [52] Arriola PJA. Modélisation numérique de la coupe: étude de sensibilité des paramètres d'entrée et identification du frottement entre outil-copeau. 2003.
 - [53] Tlusty J. Manufacturing processes and equipment. Prentice Hall; 2000.
 - [54] Grzesik W. Advanced machining processes of metallic materials: theory, modelling and applications. Elsevier; 2008.
 - [55] Gekonde HO, Subramanian SV. Tribology of tool–chip interface and tool wear mechanisms. *Surf Coat Technol* 2002;149:151–60.
 - [56] Ho CF, Chen NNS. Prediction of wear of carbide cutting tools. *Int J Prod Res* 1977;15:277–90.
 - [57] Xie L. Estimation of two-dimension tool wear based on finite element method. *Wbk, Inst. für Produktionstechnik*, 2004.
 - [58] Sandvik C. performance testing, “Wear guide,” (Sandvik Coromant internal material). Sandvik Coromant Intern Mater Stockh Västberga n.d.
 - [59] Thangavel P, Selladurai V, Shanmugam R. Application of response surface methodology for predicting flank wear in turning operation. *Proc Inst Mech Eng Part B J Eng Manuf* 2006;220:997–1003.
 - [60] Altintas Y. Manufacturing automation: metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and CNC design. Cambridge university press; 2012.
 - [61] Kato K, Adachi K. Wear mechanisms. *Mod Tribol Handb* 2001;1:273–300.
 - [62] Marinov V. Experimental study on the abrasive wear in metal cutting. *Wear* 1996;197:242–7.
 - [63] Ramalingam S, Wright PK. Abrasive Wear in Machining: Experiments With Materials of Controlled Microstructure. *J Eng Mater Technol* 1981;103:151–6. doi:10.1115/1.3224987.
 - [64] Kagnaya T, Boher C, Lambert L, Lazard M, Cutard T. Microstructural analysis of wear micromechanisms of WC–6Co cutting tools during high speed dry machining. *Int J Refract Met Hard Mater* 2014;42:151–62.
 - [65] Rabinowicz E. The least wear. *Wear* 1984;100:533–41.
 - [66] Rabinowicz E. Friction and wear properties of rhenium. *Wear* 1967;10:313–8.
 - [67] Loladze TN. Adhesion and diffusion wear in metal cutting. *J Inst Eng India* 1962;43:108–41.
 - [68] Nouari M, Molinari A. Experimental verification of a diffusion tool wear model using a 42CrMo4 steel with an uncoated cemented tungsten carbide at various cutting speeds. *Wear* 2005;259:1151–9.
 - [69] Vleugels J, Van der Biest O. Chemical interaction between SiAlON ceramics and iron-based alloys. *Key Eng. Mater.*, vol. 138, Trans Tech Publ; 1998, p. 127–76.
 - [70] Akasawa T, Hashiguti Y, Suzuki K. Crater wear mechanism of WC-Co tools at high cutting speeds. *Wear* 1980;65:141–50.
 - [71] Taylor FW. On the art of cutting metals. New York, The American Society of Mechanical Engineers,[1907]; 1907.
 - [72] Takeyama H, Murata R. Basic investigation of tool wear. *J Manuf Sci Eng* 1963;85:33–7.
 - [73] Pálmai Z. Proposal for a new theoretical model of the cutting tool's flank wear. *Wear* 2013;303:437–45.
 - [74] Usui E, Shirakashi T, Kitagawa T. Analytical prediction of cutting tool wear. *Wear* 1984;100:129–51.

- [75] Özel T, Karpaz Y, Srivastava A. Hard turning with variable micro-geometry PcBN tools. *CIRP Ann-Manuf Technol* 2008;57:73–6.
- [76] Özel T, Sima M, Srivastava AK, Kaftanoglu B. Investigations on the effects of multi-layered coated inserts in machining Ti–6Al–4V alloy with experiments and finite element simulations. *CIRP Ann-Manuf Technol* 2010;59:77–82.
- [77] Thepsonthi T, Özel T. 3-D finite element process simulation of micro-end milling Ti-6Al-4V titanium alloy: experimental validations on chip flow and tool wear. *J Mater Process Technol* 2015;221:128–45.
- [78] Yen Y-C, Söhner J, Lilly B, Altan T. Estimation of tool wear in orthogonal cutting using the finite element analysis. *J Mater Process Technol* 2004;146:82–91.
- [79] Attanasio A, Ceretti E, Fiorentino A, Cappellini C, Giardini C. Investigation and FEM-based simulation of tool wear in turning operations with uncoated carbide tools. *Wear* 2010;269:344–50.
- [80] Lotfi M, Jahanbakhsh M, Farid AA. Wear estimation of ceramic and coated carbide tools in turning of Inconel 625: 3D FE analysis. *Tribol Int* 2016;99:107–16.
- [81] Hosseinkhani K, Ng E. A combined empirical and numerical approach for tool wear prediction in machining. *Procedia CIRP* 2015;31:304–9.
- [82] Connolly R, Rubenstein C. The mechanics of continuous chip formation in orthogonal cutting. *Int J Mach Tool Des Res* 1968;8:159–87.
- [83] Thomsen EG, MacDonald AG, Kobayashi S. Flank Friction Studies With Carbide Tools Reveal Sublayer Plastic Flow. *J Eng Ind* 1962;84:53–62. doi:10.1115/1.3667438.
- [84] Kobayashi S, Thomsen EG. The role of friction in metal cutting, ASME; 1959.
- [85] Malakizadi A, Cedergren S, Surreddi KB, Nyborg L. A methodology to evaluate the machinability of Alloy 718 by means of FE simulation. *Adv Manuf Eng Technol NEWTECH 2013 Stockh Swed* 27-30 Oct 2013 2013:95.
- [86] Binder M, Klocke F, Doebbele B. An advanced numerical approach on tool wear simulation for tool and process design in metal cutting. *Simul Model Pract Theory* 2017;70:65–82.
- [87] Holmberg K, Mathews A. Coatings tribology: a concept, critical aspects and future directions. *Thin Solid Films* 1994;253:173–8.
- [88] Donnet C, Erdemir A. Historical developments and new trends in tribological and solid lubricant coatings. *Surf Coat Technol* 2004;180:76–84.
- [89] Oliveira SA, Bower AF. An analysis of fracture and delamination in thin coatings subjected to contact loading. *Wear* 1996;198:15–32.
- [90] Rech J. Influence of cutting tool coatings on the tribological phenomena at the tool–chip interface in orthogonal dry turning. *Surf Coat Technol* 2006;200:5132–9.
- [91] Grzesik W. The role of coatings in controlling the cutting process when turning with coated indexable inserts. *J Mater Process Technol* 1998;79:133–43.
- [92] Grzesik W. An integrated approach to evaluating the tribo-contact for coated cutting inserts. *Wear* 2000;240:9–18.
- [93] Grzesik W, Zalisz Z, Nieslony P. Friction and wear testing of multilayer coatings on carbide substrates for dry machining applications. *Surf Coat Technol* 2002;155:37–45.
- [94] Thakur A, Gangopadhyay S, Maity KP, Sahoo SK. Evaluation on effectiveness of CVD and PVD coated tools during dry machining of Incoloy 825. *Tribol Trans* 2016;59:1048–58.
- [95] MacGinley T, Monaghan J. Modelling the orthogonal machining process using coated cemented carbide cutting tools. *J Mater Process Technol* 2001;118:293–300.
- [96] Rech J. Contribution à la compréhension des modes d’actions tribologiques et thermiques des revêtements en usinage. Application au cas du taillage de dentures à la fraise-mère à grande vitesse. Arts et Métiers ParisTech, 2002.
- [97] Rech J, Kusiak A, Battaglia JL. Tribological and thermal functions of cutting tool coatings. *Surf Coat Technol* 2004;186:364–71.
- [98] Uzun İ, Aslantas K. Numerical simulation of orthogonal machining process using multilayer and single-layer coated tools. *Int J Adv Manuf Technol* 2011;54:899–910.

- [99] Grzesik W, Nieslony P. Prediction of friction and heat flow in machining incorporating thermophysical properties of the coating–chip interface. *Wear* 2004;256:108–17.
- [100] Grzesik W. The influence of thin hard coatings on frictional behaviour in the orthogonal cutting process. *Tribol Int* 2000;33:131–40.
- [101] Grzesik W, Van Luttervelt CA. An investigation of the thermal effects in orthogonal cutting associated with multilayer coatings. *CIRP Ann-Manuf Technol* 2001;50:53–6.
- [102] Grzesik W, Nieslony P. Physics based modelling of interface temperatures in machining with multilayer coated tools at moderate cutting speeds. *Int J Mach Tools Manuf* 2004;44:889–901.
- [103] Zhang S, Liu Z. An analytical model for transient temperature distributions in coated carbide cutting tools. *Int Commun Heat Mass Transf* 2008;35:1311–5.
- [104] Kusiak A, Battaglia J-L, Rech J. Tool coatings influence on the heat transfer in the tool during machining. *Surf Coat Technol* 2005;195:29–40.
- [105] Yen Y-C, Jain A, Chigurupati P, Wu W-T, Altan T. Computer simulation of orthogonal cutting using a tool with multiple coatings. *Mach Sci Technol* 2004;8:305–26.
- [106] Astakhov VP. *Tribology of metal cutting*. vol. 52. Elsevier; 2006.
- [107] Witthaut M, Cremer R, von Richthofen A, Neuschütz D. Improvement of the oxidation behavior of Ti_{1-x}Al_xN hard coatings by optimization of the Ti/Al ratio. *Fresenius J Anal Chem* 1998;361:639–41.
- [108] PalDey S, Deevi SC. Single layer and multilayer wear resistant coatings of (Ti, Al) N: a review. *Mater Sci Eng A* 2003;342:58–79.
- [109] Hogmark S, Jacobson S, Larsson M. Design and evaluation of tribological coatings. *Wear* 2000;246:20–33.
- [110] Kim JD. Effect of carbide and oxide coating thickness on cutting tool wear in the turning process. *J Test Eval* 1995;23:311–4.
- [111] Tuffy K, Byrne G, Dowling D. Determination of the optimum TiN coating thickness on WC inserts for machining carbon steels. *J Mater Process Technol* 2004;155:1861–6.
- [112] Posti E, Nieminen I. Influence of coating thickness on the life of TiN-coated high speed steel cutting tools. *Wear* 1989;129:273–83.
- [113] Cheng H-E, Hon M-H. Influence of TiN coating thickness on the wear of Si₃N₄-based cutting tools. *Surf Coat Technol* 1996;81:256–61.
- [114] Andersen KN, Bienk EJ, Schweitz KO, Reitz H, Chevallier J, Kringhøj P, et al. Deposition, microstructure and mechanical and tribological properties of magnetron sputtered TiN/TiAlN multilayers. *Surf Coat Technol* 2000;123:219–26.
- [115] Knutsson A, Johansson MP, Karlsson L, Odén M. Machining performance and decomposition of TiAlN/TiN multilayer coated metal cutting inserts. *Surf Coat Technol* 2011;205:4005–10.
- [116] Yashar PC, Sproul WD. Nanometer scale multilayered hard coatings. *Vacuum* 1999;55:179–90.
- [117] Yao S-H, Su Y-L, Kao W-H, Liu T-H. Tribology and oxidation behavior of TiN/AlN nano-multilayer films. *Tribol Int* 2006;39:332–41.
- [118] Ducros C, Sanchette F. Multilayered and nanolayered hard nitride thin films deposited by cathodic arc evaporation. Part 2: Mechanical properties and cutting performances. *Surf Coat Technol* 2006;201:1045–52.
- [119] Kagnaya T. Contribution à l'identification des mécanismes d'usure d'un WC-6% Co en usinage et par une approche tribologique et thermique. MINES Paris Tech 2009.
- [120] Qin F, Hu J, Chou YK, Thompson RG. Delamination wear of nano-diamond coated cutting tools in composite machining. *Wear* 2009;267:991–5.
- [121] Carrera E. Theories and finite elements for multilayered plates and shells: a unified compact formulation with numerical assessment and benchmarking. *Arch Comput Methods Eng* 2003;10:215–96.
- [122] Yang J, Huang Q, Hu H, Giunta G, Belouettar S, Potier-Ferry M. A new family of finite elements for wrinkling analysis of thin films on compliant substrates. *Compos Struct* 2015;119:568–77.
- [123] Song Y, Lv Z, Liu Y, Zhuan X, Wang TJ. Effects of coating spray speed and convective heat transfer on transient thermal stress in thermal barrier coating system during the cooling process of fabrication. *Appl Surf Sci* 2015;324:627–33.

- [124] Wu X-F, Jenson RA, Zhao Y. Stress-function variational approach to the interfacial stresses and progressive cracking in surface coatings. *Mech Mater* 2014;69:195–203.
- [125] Leguillon D, Abdelmoula R. Mode III near and far fields for a crack lying in or along a joint. *Int J Solids Struct* 2000;37:2651–72.
- [126] Schmidt P. Modelling of adhesively bonded joints by an asymptotic method. *Int J Eng Sci* 2008;46:1291–324.
- [127] Zhao J, Li Y, Ai X. Analysis of transient thermal stress in sandwich plate with functionally graded coatings. *Thin Solid Films* 2008;516:7581–7.
- [128] Casals O, Forest S. Finite element crystal plasticity analysis of spherical indentation in bulk single crystals and coatings. *Comput Mater Sci* 2009;45:774–82.
- [129] Dixit S, Kumarappa S. Thermo-Mechanical Analysis of Thermal Barrier Coating System Using Finite Element Method n.d.
- [130] Bencheikh I, Bilteryst F, Nouari M. Development of a hybrid modeling for the analysis of the coating influence on machining process. *Adv Mater Process Technol* 2017;3:1–11. doi:10.1080/2374068X.2016.1247233.
- [131] Lorentz E. A mixed interface finite element for cohesive zone models. *Comput Methods Appl Mech Eng* 2008;198:302–17.
- [132] Paulino GH, Dodds Jr RH. Finite element investigation of quasi-static crack growth in functionally graded materials using a novel cohesive zone fracture model. *Urbana* 2002;51:61801.
- [133] Fries T-P, Matthies HG. Classification and overview of meshfree methods. *Dep Math Comput Sci Tech Univ Braunsch* 2003.
- [134] Wang H-P, Wu C-T, Guo Y, Botkin ME. A coupled meshfree/finite element method for automotive crashworthiness simulations. *Int J Impact Eng* 2009;36:1210–22.
- [135] Du F, Lovell MR, Wu TW. Boundary element method analysis of temperature fields in coated cutting tools. *Int J Solids Struct* 2001;38:4557–70.
- [136] Brebbia CA. Boundary element methods in engineering. Springer New York, NY, USA.; 1982.
- [137] Torquato S. Random heterogeneous materials: microstructure and macroscopic properties. vol. 16. Springer Science & Business Media; 2013.
- [138] Sánchez-Palencia E. Non-homogeneous media and vibration theory. *Non-Homog. Media Vib. Theory*, vol. 127, 1980.
- [139] Zohdi TI, Oden JT, Rodin GJ. Hierarchical modeling of heterogeneous bodies. *Comput Methods Appl Mech Eng* 1996;138:273–98.
- [140] Michel J-C, Suquet P. Computational analysis of nonlinear composite structures using the nonuniform transformation field analysis. *Comput Methods Appl Mech Eng* 2004;193:5477–502.
- [141] Yvonnet J, He Q-C. A non-concurrent multiscale method for computing the response of hyperelastic heterogeneous structures. *Eur J Comput Mech Eur Mécanique Numér* 2010;19:105–16.
- [142] Oden JT, Vemaganti K, Moës N. Hierarchical modeling of heterogeneous solids. *Comput Methods Appl Mech Eng* 1999;172:3–25.
- [143] Oden JT, Zohdi TI. Analysis and adaptive modeling of highly heterogeneous elastic structures. *Comput Methods Appl Mech Eng* 1997;148:367–91.
- [144] Feyel F. Application du calcul parallèle aux modèles à grand nombre de variables internes. 1999.
- [145] Miehe C. Strain- driven homogenization of inelastic microstructures and composites based on an incremental variational formulation. *Int J Numer Methods Eng* 2002;55:1285–322.
- [146] El Halabi F, González D, Chico A, Doblaré M. FE 2 multiscale in linear elasticity based on parametrized microscale models using proper generalized decomposition. *Comput Methods Appl Mech Eng* 2013;257:183–202.
- [147] Fritzen F, Hodapp M. The finite element square reduced (FE2R) method with GPU acceleration: towards three- dimensional two- scale simulations. *Int J Numer Methods Eng* 2016.
- [148] Kanouté P, Boso DP, Chaboche JL, Schrefler BA. Multiscale methods for composites: a review. *Arch Comput Methods Eng* 2009;16:31–75.
- [149] Yvonnet J, He Q-C. The reduced model multiscale method (R3M) for the non-linear homogenization of hyperelastic media at finite strains. *J Comput Phys* 2007;223:341–68.

- [150] Monteiro E, Yvonnet J, He Q-C. Computational homogenization for nonlinear conduction in heterogeneous materials using model reduction. *Comput Mater Sci* 2008;42:704–12.
- [151] Melenk JM. On generalized finite element methods. The University of Maryland, 1995.
- [152] Melenk JM, Babuška I. The partition of unity finite element method: basic theory and applications. *Comput Methods Appl Mech Eng* 1996;139:289–314.
- [153] Strouboulis T, Copps K, Babuška I. The generalized finite element method. *Comput Methods Appl Mech Eng* 2001;190:4081–193.
- [154] Babuška I, Banerjee U. Stable generalized finite element method (SGFEM). *Comput Methods Appl Mech Eng* 2012;201:91–111.
- [155] Gupta V, Duarte CA, Babuška I, Banerjee U. Stable GFEM (SGFEM): Improved conditioning and accuracy of GFEM/XFEM for three-dimensional fracture mechanics. *Comput Methods Appl Mech Eng* 2015;289:355–86.
- [156] Moës N, Dolbow J, Belytschko T. A finite element method for crack growth without remeshing. *Int J Numer Meth Engng* 1999;46:131–50.
- [157] Belytschko T, Gracie R, Ventura G. A review of extended/generalized finite element methods for material modeling. *Model Simul Mater Sci Eng* 2009;17:43001.
- [158] Dréau K, Chevaugeon N, Moës N. Studied X-FEM enrichment to handle material interfaces with higher order finite element. *Comput Methods Appl Mech Eng* 2010;199:1922–36.
- [159] Moës N, Cloirec M, Cartraud P, Remacle J-F. A computational approach to handle complex microstructure geometries. *Comput Methods Appl Mech Eng* 2003;192:3163–77.
- [160] Carr JC, Beatson RK, Cherrie JB, Mitchell TJ, Fright WR, McCallum BC, et al. Reconstruction and representation of 3D objects with radial basis functions. *Proc. 28th Annu. Conf. Comput. Graph. Interact. Tech., ACM*; 2001, p. 67–76.
- [161] Stolarska M, Chopp DL, Moës N, Belytschko T. Modelling crack growth by level sets in the extended finite element method. *Int J Numer Methods Eng* 2001;51:943–60.
- [162] Moës N, Gravouil A, Belytschko T. Non- planar 3D crack growth by the extended finite element and level sets—Part I: Mechanical model. *Int J Numer Methods Eng* 2002;53:2549–68.
- [163] Legrain G, Chevaugeon N, Dréau K. High order X-FEM and levelsets for complex microstructures: uncoupling geometry and approximation. *Comput Methods Appl Mech Eng* 2012;241:172–89.
- [164] Soghrati S, Aragón AM, Duarte CA, Geubelle PH. An interface-enriched generalized finite element method for problems with discontinuous gradient fields. *Int J Numer Methods Eng* 2012;89:991–1008.
- [165] Soghrati S, Thakre PR, White SR, Sottos NR, Geubelle PH. Computational modeling and design of actively-cooled microvascular materials. *Int J Heat Mass Transf* 2012;55:5309–21.
- [166] Soghrati S, Najafi AR, Lin JH, Hughes KM, White SR, Sottos NR, et al. Computational analysis of actively-cooled 3D woven microvascular composites using a stabilized interface-enriched generalized finite element method. *Int J Heat Mass Transf* 2013;65:153–64.
- [167] Soghrati S. Hierarchical interface-enriched finite element method: An automated technique for mesh-independent simulations. *J Comput Phys* 2014;275:41–52.
- [168] Dhia HB. Multiscale mechanical problems: the Arlequin method. *Comptes Rendus Acad Sci Ser IIB Mech Phys Astron* 1998;12:899–904.
- [169] Rateau G. Méthode Arlequin pour les problèmes mécaniques multi-échelles. École Centrale Paris, 2003.
- [170] Dhia HB, Rateau G. The Arlequin method as a flexible engineering design tool. *Int J Numer Methods Eng* 2005;62:1442–62.
- [171] Prudhomme S, Chamoin L, Dhia HB, Bauman PT. An adaptive strategy for the control of modeling error in two-dimensional atomic-to-continuum coupling simulations. *Comput Methods Appl Mech Eng* 2009;198:1887–901.
- [172] Dhia HB, Jamond O. On the use of XFEM within the Arlequin framework for the simulation of crack propagation. *Comput Methods Appl Mech Eng* 2010;199:1403–14.
- [173] Qiao H, Yang QD, Chen WQ, Zhang CZ. Implementation of the Arlequin method into ABAQUS: Basic formulations and applications. *Adv Eng Softw* 2011;42:197–207.

- [174] Nguyen DH, Lazard M, Bilteryst F, Lamesle P, Dour G. Modelling the brazed assembly by the coupling of the eXtended Finite Element and the matched asymptotic development methods. *Int J Math Models Methods Appl Sci* 2008;2:321–31.
- [175] Ifis A. La nouvelle approche hybride MAX-FEM pour la modélisation thermomécanique des couches minces. Université de Lorraine, 2014.
- [176] Nouari M, Ginting A. Wear characteristics and performance of multi-layer CVD-coated alloyed carbide tool in dry end milling of titanium alloy. *Surf Coat Technol* 2006;200:5663–76.
- [177] Gu Y, Chen W, Zhang C. Stress analysis for thin multilayered coating systems using a sinh transformed boundary element method. *Int J Solids Struct* 2013;50:3460–3471.
- [178] Areias P, Belytschko T. Analysis of three-dimensional crack initiation and propagation using the extended finite element method. *Int J Numer Methods Eng* 2005;63:760–788.
- [179] Chessa J, Belytschko T. An extended finite element method for two-phase fluids. *J Appl Mech* 2003;70:10–7.
- [180] Fedkiw SOR, Osher S. Level set methods and dynamic implicit surfaces. *Surfaces* 2002;44:77.
- [181] Osher S, Sethian JA. Fronts propagating with curvature-dependent speed: algorithms based on Hamilton-Jacobi formulations. *J Comput Phys* 1988;79:12–49.
- [182] Van Mieghroet L, Duysinx P. 3D shape optimization with X-FEM and a level set constructive geometry approach. 8th World Congr. Struct. Multidiscip. Optim., 2009.
- [183] Belytschko T, Parimi C, Moës N, Sukumar N, Usui S. Structured extended finite element methods for solids defined by implicit surfaces. *Int J Numer Methods Eng* 2003;56:609–35.
- [184] Arya S, Mount DM, Netanyahu NS, Silverman R, Wu AY. An optimal algorithm for approximate nearest neighbor searching fixed dimensions. *J ACM JACM* 1998;45:891–923.
- [185] Katsikadelis JT. Boundary elements: theory and applications. Elsevier; 2002.
- [186] Bencheikh I, Bilteryst F, Nouari M. Modélisation multi-échelle des couches minces. S07 Mécanique Struct 2015.
- [187] Jawahir IS, Van Luttervelt CA. Recent developments in chip control research and applications. *CIRP Ann-Manuf Technol* 1993;42:659–93.
- [188] Kato S, Yamaguchi K, Watanabe Y, Hiraiwa Y. Measurement of temperature distribution within tool using powders of constant melting point. *J Eng Ind* 1976;98:607–13.
- [189] Honma T, Tanaka Y. Transient solutions of two-dimension convective diffusion equation using regular boundary element method. *IEEE Trans Magn* 1987;23:3293–3295.
- [190] Tanaka M, Matsumoto T, Yang QF. Time-stepping boundary element method applied to 2-D transient heat conduction problems. *Appl Math Model* 1994;18:569–576.
- [191] Sydorova H. Pratique de la modélisation des processus de coupe avec assistance (Convenient modelling assisted cutting process), HAL: Open archive of the Center for Direct Scientific Communication 2014.
- [192] Zienkiewicz OC, Zhu JZ. The superconvergent patch recovery and a posteriori error estimates. Part 1: The recovery technique. *Int J Numer Methods Eng* 1992;33:1331–64.
- [193] Akin JE. Finite element analysis with error estimators: An introduction to the FEM and adaptive error analysis for engineering students. Butterworth-Heinemann; 2005.
- [194] Kim KW, Lee WY, Sin HC. A finite-element analysis of machining with the tool edge considered. *J Mater Process Technol* 1999;86:45–55.
- [195] Molinari A, Cheriguene R, Miguelez H. Contact variables and thermal effects at the tool–chip interface in orthogonal cutting. *Int J Solids Struct* 2012;49:3774–96.
- [196] Pujana J, Arrazola PJ, M’saoubi R, Chandrasekaran H. Analysis of the inverse identification of constitutive equations applied in orthogonal cutting process. *Int J Mach Tools Manuf* 2007;47:2153–61.
- [197] List G, Nouari M, Géhin D, Gomez S, Manaud J-P, Le Petitcorps Y, et al. Wear behaviour of cemented carbide tools in dry machining of aluminium alloy. *Wear* 2005;259:1177–89.
- [198] Starke P, Walther F, Eifler D. New fatigue life calculation method for quenched and tempered steel SAE 4140. *Mater Sci Eng A* 2009;523:246–52.
- [199] Boothroyd G. Temperatures in orthogonal metal cutting. *Proc Inst Mech Eng* 1963;177:789–810.

- [200] Germain D. Développement d'un modèle d'efforts de coupe intégrant le contact en dépouille: application au tournage de super finition du cuivre Cu-c2. Arts et Métiers ParisTech, 2011.
- [201] Koné F. Étude expérimentale, modélisation et simulation numérique de l'usinage à sec des aciers inoxydables: étude de l'effet des revêtements mono et multi-couches. Université de Lorraine, 2012.
- [202] Kleinermann JP. Identification paramétrique et optimisation des procédés de mise à forme par problèmes inverses. Unpubl Dr Diss Univ Liege Liege Belg 2000.
- [203] Konak A, Coit DW, Smith AE. Multi-objective optimization using genetic algorithms: A tutorial. *Reliab Eng Syst Saf* 2006;91:992–1007.
- [204] Courbon C. Vers une modélisation physique de la coupe des aciers spéciaux: intégration du comportement métallurgique et des phénomènes tribologiques et thermiques aux interfaces. Ecully, Ecole centrale de Lyon, 2011.
- [205] Arrazola Arriola PJ. Modélisation numérique de la coupe: étude de sensibilité des paramètres d'entrée et identification du frottement entre outil-copeau. Nantes, 2003.
- [206] Haddag B, Kagnaya T, Nouari M, Cutard T. A new heat transfer analysis in machining based on two steps of 3D finite element modelling and experimental validation. *Heat Mass Transf* 2013;49:129–45.
- [207] Sabkhi N. Contribution à l'étude expérimentale et à la modélisation de l'usinage des pièces de grandes dimensions: application au cas du taillage de dentures à la fraise-mère. Université de Lorraine, 2015.
- [208] Mocellin K, Ferraro M, Velay V, Logé R, Rezai-Aria F. Numerical life prediction of mechanical fatigue for hot forging tools. *Int J Mater Form* 2009;2:129.
- [209] Kitagawa T, Maekawa K, Shirakashi T, Usui E. Analytical prediction of flank wear of carbide tools in turning plain carbon steels (part 1) - characteristics equation of flank wear. *Bull Jpn Soc Prec Eng* 1988;22:263–9.
- [210] Usui E, Shirakashi T, Kitagawa T. Analytical prediction of three dimensional cutting process— Part 3: Cutting temperature and crater wear of carbide tool. *J Eng Ind* 1978;100:236–43.
- [211] Xie L-J, Schmidt J, Schmidt C, Biesinger F. 2D FEM estimate of tool wear in turning operation. *Wear* 2005;258:1479–90.
- [212] Lorentzon J, Järvstrått N. Modelling tool wear in cemented-carbide machining alloy 718. *Int J Mach Tools Manuf* 2008;48:1072–80.
- [213] Filice L, Micari F, Settineri L, Umbrello D. Wear modelling in mild steel orthogonal cutting when using uncoated carbide tools. *Wear* 2007;262:545–54.
- [214] Trigger KJ. Temperatures in machining and their importance. *Proc. Int. Prod. Eng. Res. Conf.*, 1963, p. 95–101.
- [215] Malakizadi A, Gruber H, Sadik I, Nyborg L. An FEM-based approach for tool wear estimation in machining. *Wear* 2016;368:10–24.
- [216] Hosseinkhani K, Ng E. Analysis of the cutting mechanics under the influence of worn tool geometry. *Procedia CIRP* 2013;8:117–22.
- [217] ISO 3685 international standard. Tool-life testing with single-point turning tools 1993;2nd edition:12.
- [218] Lotfi M, Ashrafi H, Amini S, Akhavan Farid A, Jahanbakhsh M. Characterization of various coatings on wear suppression in turning of Inconel 625: A three-dimensional numerical simulation. *Proc Inst Mech Eng Part J J Eng Tribol* 2017;231:734–44.
- [219] Avila RF, Godoy C, Abrao AM, Lima MM. Topographic analysis of the crater wear on TiN, Ti (C, N) and (Ti, Al) N coated carbide tools. *Wear* 2008;265:49–56.
- [220] Segreti M. Vibrations en coupe orthogonale: Modélisation, étude de stabilité et validation expérimentale. Metz, 2002.
- [221] Rajaguru J, Arunachalam N. Coated tool Performance in Dry Turning of Super Duplex Stainless Steel. *Procedia Manuf* 2017;10:601–11.
- [222] Gorczyca FE. Application of metal cutting theory. Industrial Press Inc.; 1987.
- [223] Mathew P. Use of predicted cutting temperatures in determining tool performance. *Int J Mach Tools Manuf* 1989;29:481–97.

- [224] MAEKAWA K, KITAGAWA T. Analytical prediction of flank wear of carbide tools in turning plain carbon steels (Part 2). *Bull Jpn Soc Prec Engr* 1989;23.
- [225] Aevor Y, Moufki A, Nouari M. A thermomechanical analysis of sticking-sliding zones at the tool-chip interface in dry high-speed machining of aluminium alloy A2024–T351: A hybrid Analytical-Fe model. *AIP Conf. Proc.*, vol. 1769, AIP Publishing; 2016, p. 80008.
- [226] Cahuc O, Darnis P, Gérard A, Battaglia J-L. Experimental and analytical balance sheet in turning applications. *Int J Adv Manuf Technol* 2001;18:648–56.

Nomenclature

Ω	Domaine total
Ω_e et Ω_{enr}	Domaines des éléments standards et enrichis
$\mathbf{x} = (x, y)$	Vecteur position
Γ	Interface de discontinuité
$\mathbf{u}$	Déplacement
$\mathbf{U}$	Vecteur des déplacements
$\mathbf{T}$	Vecteur des températures
ψ	Fonction d'enrichissement
$\mathbf{a}, \mathbf{b}$	Coefficients d'enrichissement mécanique et thermique
N	Fonction de forme
ξ	Fonction Level-set
h_{seg}	Taille adimensionnelle de la discrétisation de l'interface Level-set
np	Nombres de points d'intégration dans un élément enrichi
N_{int}	Nombre d'interfaces matérielles
n^{enr}	Nombre de nœuds enrichis
$\mathbf{K}$	Matrice de rigidité
$\mathbf{K}_{th}$	Matrice de conductivité
$\mathbf{C}_{th}$	Matrice de capacité
$\mathbf{B}$	Matrice de dérivés des fonctions de forme
$\mathbf{D}$	Matrice de Hook
$\mathbf{F}$ et $\mathbf{Q}$	Chargements mécaniques et thermiques externes
$\mathbf{F}_{th}$	Vecteur de force générée par la dilatation thermique
Δt	Incrément de temps
Δx	Taille de l'élément du maillage
e	Epaisseur de la couche de revêtement
$\mathbf{T0}$	Outil sans revêtement WC/Co
$\mathbf{T1}, \mathbf{T2}$ et $\mathbf{T3}$	Outil avec revêtement TiN, TiCN/Al ₂ O ₃ et TiCN/Al ₂ O ₃ /TiN
ρ	Densité
λ	Conductivité thermique
c_p	Chaleur spécifique
α	Coeff dilatation thermique

E, ν	Module de Young et Coefficient de Poisson
F_c, F_f	Efforts de coupe et d'avance
k_c, k_f	Efforts spécifiques de coupe et d'avance
V_c, f	Vitesses de coupe et d'avance
μ_{app}	Coefficient de frottement apparent à l'interface outil-pièce
μ_{loc}	Coefficient de frottement local
σ_n	Contrainte normale de contact
τ_f	Contrainte de cisaillement
σ_{eq}	Contrainte équivalente d'écoulement
$A, B, C, \text{ mm, n}$	Paramètres de la loi de Johnson–Cook
$\bar{\sigma}$	Contrainte équivalente de Von Mises
$\bar{\tau}$	Contrainte limite de glissement
γ	Angle de coupe
w	Largeur disques
$\bar{\epsilon}$	Déformation plastique équivalente
$\dot{\epsilon}_0$ et $\dot{\epsilon}$	Vitesse de déformation plastique équivalente et de référence
T	Température
T_f et T_0	Températures de fusion et de référence
H	Conductance thermique de contact à l'interface outil-pièce
a	Coefficient de partage
$\dot{W}$	Taux d'usure
V_g	Vitesse de glissement
C_1 et C_2	Constantes du modèle d'Usui
VB	Largueur d'usure en dépouille
KT	Profondeur du cratère
d	Déplacement dû à l'usure
T_{vie}	Durée de vie de l'outil de coupe

Liste des Figures

Chapitre 1

Figure I.1. Illustrations des opérations d'usinage : (a) le chariotage, (b) le fraisage et (c) le perçage.	5
Figure I.2. Différentes morphologies de copeaux obtenus par la technique quick-stop et observés au microscope optique, [5].	6
Figure I.3. (a) Visualisation de la formation du copeau à l'aide d'une caméra vidéo rapide (CCD), [13]. (b) Schématisation des différentes zones de cisaillement lors de la formation du copeau, [14].	7
Figure I.4. ZCS d'un acier avec 0.1% de carbone usiné avec une vitesse de coupe élevée, [12].	8
Figure I.5. Courbe Contrainte-Déformation d'un matériau ductile selon Atlati, [28].	9
Figure I.6. Distributions des contraintes normale et de frottement sur la face de coupe de l'outil, [39].	13
Figure I.7. Pourcentage d'erreur entre les réponses simulées (utilisant différents codes EF et modèles de frottement) et expérimentales : (a) AISI 1045 (b) AISI 1080, [40].	14
Figure I.8. Mécanisme de formation des résistances thermiques de contact à l'interface outil/pièce selon Courbon et al. [48].	16
Figure I.9. Paramètres d'usure selon la norme ISO 3685.	18
Figure I.10. Zone d'usure en dépouille, [60].	19
Figure I.11. Classification des modes d'usure en fonction des paramètres d'usinage, [57].	19
Figure I.12. (a) Illustration de l'usure par abrasion [14], (b) Particules abrasives (Grains de WC) piégés à l'interface de contact outil/pièce [64].	20
Figure I.13. Mode d'usure par adhésion.	20
Figure I.14. Schématisation de la diffusion (outil en carbure de tungstène, copeau en acier), [68].	21
Figure I.15. Organigramme de l'approche numérique pour la simulation de l'usure et la mise à jour de la géométrie de l'outil, [78].	24
Figure I.16. (a) Comparaison expérimentale/numérique de l'usure en cratère ($V_c = 200\text{m/min}$ et $f = 0.1\text{ mm/tr}$). (b) Usure en cratère le long d'une section après 2 et 8 minutes. Outil non revêtu ISO P40 en WC, [79].	24
Figure I.17. Comparaison entre l'usure estimée par simulation et celle expérimentale. (a) Usure en dépouille, (b) usure en cratère, [86].	26
Figure I.18: Comparaison entre l'évolution de VB issu des simulations numériques et des mesures expérimentales, pour différentes vitesses de coupe et d'avance, avec un outil revêtu en PVD-TiAlN, [86].	26
Figure I.19. (a) Effet du revêtement sur la pression de coupe spécifique en fonction de l'avance pour $V_c = 220\text{ m/min}$ (matériau usiné : acier C45), [91]. (b) Variation des contraintes de cisaillement en fonction de la contrainte normale à l'interface pour l'acier inoxydable AISI 304, [92].	28
Figure I.20. (a) Variation de l'effort de coupe en fonction la vitesse de coupe. (b) Variation du coefficient de frottement apparent en fonction de la vitesse de coupe et d'avance pour l'outil A, B et C, [94].	29
Figure I.21. Répartition de la chaleur générée pour les matériaux ayant une diffusivité thermique (a) élevée et (b) faible, [54].	30
Figure I.22. Effet de différents revêtements sur le flux de chaleur durant l'usinage, [104].	31
Figure I.23. (a) Géométrie de l'outil et les différents revêtements utilisés. (b) Evolution de la température à l'intérieur de l'outil pour les différentes configurations d'outil à $t=6\text{ ms}$ ($V_c = 100\text{ m/min}$, $f = 0.4\text{ mm}$), [26]. ..	31
Figure I.24. Variations prédites de la température dans les outils en régime (a) transitoire et (b) permanent ($V_c = 220\text{ m/min}$, $f = 0.16\text{ mm/tr}$), [105].	32
Figure I.25. (a) Effet de la vitesse de coupe sur la durée d'utilisation de l'outil MS TiN d'épaisseur variable. (b) Effet de l'épaisseur du revêtement sur la durée de, [111].	33

Figure I.26. Résistance à l'usure pour différent type de revêtement, [118].	34
Figure I.27. (a) Evolution de l'usure en dépouille des outils de coupe revêtus avec l'effort de coupe pour diverses compositions de revêtements. (b) Evolution du coefficient de frottement de différents revêtements lors des essais de frottement « Pin-sur-disque » à sec, [118].	34
Figure I.28. Élément d'interface cohésif, [132].	37
Figure I.29. Maillage macro-micro de la MPDH.	38
Figure I.30. (a) Représentation schématique en 2D de la méthode FE^2 , [146], (b) exemple de la distribution de contrainte équivalente à l'échelle macro et micro, [147].	40
Figure I.31. (a) Calcul d'une fonction d'enrichissement Heaviside dans la GFEM et la SGFEM avec les différentes améliorations de la fonction de forme. (b) Comparaison entre la GFEM et SGFEM en termes d'erreur en fonction de la taille d'éléments, [155].	42
Figure I.32. Différents types d'éléments générés avec la XFEM.	43
Figure I.33. (a) Amélioration de la précision géométrique : le maillage est récursivement raffiné autour de l'interface, [163]. (b) Représentation NURBS dans le cas du revêtement.	44
Figure I.34. Comparaison du nombre requis de ddl supplémentaires dans l'IGFEM et la GFEM pour un maillage non conforme, [164].	45
Figure I.35. Zone de couplage de la méthode Arlequin, [169].	46
Figure I.36. Exemple de problème de poutre avec le couplage Arlequin 2D/3D, [173].	47
Figure I.37. Propagation d'une fissure dans le cadre d'Arlequin-XFEM, [172].	47
Figure I.38. Principe du couplage MAX-FEM.	48
Figure I.39. Principe de la MAX-FEM, [2].	48
Figure I.40. Principe du couplage MAX-FEM.	49
Figure I.41. (a) Structure revêtue en 1D sous chargement thermique. (b) MAX-FEM Comparé à MEF. (c) Influence de la taille de l'élément enrichi sur la précision du modèle, [2].	49
Figure I.42. (a) Revêtement ondulé avec épaisseur variable. (b) Problème de bords.	50
Figure I.43. Cartographie des méthodes multi-échelles étudiées.	51

Chapitre 2

Figure II. 1. Définition du domaine d'étude.	54
Figure II. 2. Discrétisations d'un problème bi-matériaux avec (a) la MEF et (b) la XFEM.	56
Figure II. 3. Propagation d'une fissure Modèle avec le modèle XFEM [178].	56
Figure II. 4. Maillage traversé par une interface matérielle.	57
Figure II. 5. Illustration des fonctions d'enrichissement en 1D.	59
Figure II. 6. Solution XFEM 1D pour un problème bi-matériaux.	59
Figure II. 7. Variation de la solution Level-set dans l'espace et le temps, [180].	60
Figure II. 8. Représentation implicite d'une interface circulaire. Le niveau 0 correspond à la position de l'interface (cercle noir).	60
Figure II. 9. Exemple de construction de l'interface avec des opérations booléennes, [182].	61
Figure II. 10. Exemple de reconstruction de surface en utilisant les fonctions de base radiale, [160].	62
Figure II. 11. Illustration de la distance signée évaluée par une courbe polygonale.	62
Figure II. 12. Valeurs de la Level-set pour une interface circulaire avec différentes techniques.	63
Figure II. 13. Erreur entre la Level-set analytique et celle donnée par la technique de segmentation.	63

Figure II. 14. Représentation de l'interface avec la technique de segmentation pour une structure revêtue, l'épaisseur du revêtement est de $1\mu\text{m}$. (a) $h_{\text{seg}} = 10^{-2}$, (b) $h_{\text{seg}} = 10^{-3}$.	64
Figure II. 15. Domaines de discrétisation pour la méthode XFEM.	65
Figure II. 16. Subdivision d'un élément enrichi en vue de l'intégration numérique.	65
Figure II. 17. Points de subdivision et d'intégration sur les étapes de création d'éléments quadrangulaire.	66
Figure II. 18. Barre revêtue en traction.	66
Figure II. 19. Solutions XFEM/Level-set pour le problème 1D (Figure II. 18) avec différents nombres de points de Gauss dans l'élément enrichi. (a) $np = 4$, (b) $np = 16$ et (c) $np = 32$.	67
Figure II. 20. Effet du nombre de points de Gauss dans l'élément enrichi sur la déformation. (a) $np = 4$, (b) $np = 16$ et (c) $np = 32$.	67
Figure II. 21. Intégration numérique avec un nombre plus élevé de points de Gauss.	68
Figure II. 22. Maillage traversé par deux interfaces.	68
Figure II. 23. D.d.I supplémentaires pour un élément coupé par deux interfaces.	69
Figure II. 24. Cas de subdivision d'un élément traversé par deux discontinuités.	70
Figure II. 25. Les étapes séquentielles pour la procédure de multi-subdivision.	70
Figure II. 26. Processus de création avec des fonctions d'enrichissement XFEM pour un élément quadrangulaire traversé par deux interfaces matérielles.	71
Figure II. 27. Signes des valeurs données par chaque fonction Level-set dans un élément traversé par deux interfaces matérielles.	71
Figure II. 28. Mise en œuvre algorithmique du couplage XFEM/Level-set.	75
Figure II. 29. Principe du couplage MAX-FEM.	76
Figure II. 30. Premier cas test de transfert de chaleur 2D, [135].	77
Figure II. 31. Comparaison de l'écart relatif de température avec la solution EF pour différentes épaisseurs de revêtement et différentes approches (BEM, MAX-FEM et XFEM/Level-set).	78
Figure II. 32. Conditions aux limites thermiques pour l'outil de coupe, [135].	79
Figure II. 33. Evolution de la température pour le revêtement Al_2O_3 avec le XFEM/Level-set lors d'une analyse transitoire.	80
Figure II. 34. Géométrie revêtue sous chargement thermomécanique.	81
Figure II. 35. Structure du maillage pour les deux modèles : (a) MEF et (b) XFEM/Level-set.	81
Figure II. 36. Lissage des valeurs des contraintes sur un nœud du Patch, [193].	83
Figure II. 37. Répartition de la température en régime établi dans la structure : (a) MEF. (b) XFEM/Level-set.	84
Figure II. 38. Distribution de la contrainte en régime établi récupéré à l'aide d'une technique de recouvrement de patch [192]: (a) MEF. (b) XFEM/Level-set.	84
Figure II. 39. (a) Evolution de la température dans la section S1. (b) Zoom sur l'élément enrichi.	85
Figure II. 40. Évolution de la température au point P1.	85
Figure II. 41. Évolution de la déformation aux points P1 et P2 ($np = 128$) : (a) Déformation suivant l'axe x, (b) Déformation suivant l'axe y.	85
Figure II. 42. Erreur d'approximation du champ de température en fonction du temps.	86
Figure II. 43. Structure de maillage pour les deux modèles : (a) MEF, (b) XFEM/Level-set.	87
Figure II. 44. Distribution de la contrainte en régime établi: (a) MEF. (b) XFEM/Level-set.	88
Figure II. 45. (a) Evolution de la température à la section S1 ($np = 192$). (b) Zoom sur l'élément enrichi.	88
Figure II. 46. Distribution de la température dans la structure revêtue avec mono et double couche de revêtement à $t = 0.05 \text{ s}$ et $t = 1 \text{ s}$ dans la section S1.	89

Chapitre 3

Figure III.1. Schématisation des différentes étapes de l'approche de modélisation « multi-étapes ».....	93
Figure III.2. (a) Illustration 2D du modèle EF-ALE de la coupe orthogonale, (b) conditions aux limites thermiques.....	94
Figure III.3. Plan de la plaquette T0 (sans revêtement) fournie par le fabricant d'outils EVATEC TOOLS®..	97
Figure III.4. Coupe transversale de la plaquette T1	97
Figure III.5. Porte outil et micrographie optique montrant la mesure du rayon d'arête de l'outil.	98
Figure III.6. Tour à commandes numériques MAZAK 200M (UNIVERSAL 500®).	99
Figure III.7. Pièce préparée pour les essais de coupe orthogonale instrumentés.	99
Figure III.8. Moyens d'acquisitions pour la mesure des efforts de coupe et de la température.	100
Figure III.9. Schéma de principe du positionnement de la sonde thermocouple dans la plaquette.....	100
Figure III.10. Schématisation du dispositif expérimental de la coupe orthogonale : système d'acquisition de la température, des efforts de coupe et des vibrations.....	101
Figure III.11. Différentes configurations de coupe orthogonale, w est la largeur de coupe, f l'avance. (a) usinage de disque en plongée, (b) usinage de tube.	101
Figure III.12. (a) Eprouvette en acier 42CrMo4, (b) dimensions des disques.	102
Figure III.13. Variation du diamètre du disque au cours de l'usinage.	102
Figure III.14. Exemple de mesure des efforts d'usinage expérimentaux et filtration des signaux.	103
Figure III.15. Courbe de température au cours d'un essai d'usinage, T_{max} la température maximale atteinte, $T_{ambiant}$ est la température ambiante avant usinage.....	104
Figure III.16. Conditions de coupe utilisées dans les essais COM. (a) vitesse de coupe, (b) avance, [14].	104
Figure III.17. Evolution des efforts spécifiques en fonction de (a) la vitesse de coupe pour $f = 0.15$ mm et (b) l'avance pour $V_c = 3$ m/s, [14].....	105
Figure III.18. Matrice des conditions de coupe identifiée dans les travaux de thèse de Halila, [14].	105
Figure III.19. Morphologies des copeaux obtenues par les quatre outils testés pour $f = 0.18$ mm/tr et différentes vitesses de coupe (60, 150 et 300m/min).	106
Figure III.20. Morphologie des copeaux pour différentes vitesses de coupe et $f = 0.18$ mm/tr.....	107
Figure III.21. Epaisseur moyenne des copeaux pour différentes vitesses de coupe et une avance de $f = 0.18$ mm/tr.	108
Figure III.22. Morphologies des copeaux obtenues par les quatre outils pour $V_c = 150$ m/min et différentes avances (0.05, 0.18 et 0.3 mm/tr) et outils.....	108
Figure III.23. Efforts (a) de coupe F_c et (b) d'avance F_f , obtenus avec la condition ($V_c = 150$ m/min, $f = 0.18$ mm/tr) pour différents outils de coupe.	109
Figure III.24. Comparaison des efforts entre les différentes configurations d'outils de coupe. (a) Efforts de coupe F_c , (b) efforts d'avance F_f	110
Figure III.25. Ecart maximal en % entre les efforts (a) de coupe et (b) d'avance des outils revêtus (T1 , T2 et T3).	111
Figure III.26. Comparaison des efforts entre les différentes configurations d'outils. (a) Efforts de coupe F_c , (b) efforts d'avance F_f	112
Figure III.27. Températures mesurées pour différentes vitesses de coupe et outils de coupe avec une avance $f = 0.05$ mm/tr.	113
Figure III.28. Températures maximales mesurées par le thermocouple pour la même quantité de matière enlevée. (a) $f = 0.05$ mm/tr, (b) $f = 0.18$ mm/tr, (c) $f = 0.3$ mm/tr.	114

Figure III.29. Evolution du coefficient directeur k des droites de tendance de température en fonction de la vitesse d'avance pour différents outils.	114
Figure III.30. Différence de température maximale (Figure III.28) entre les outils revêtus et non revêtu pour la même quantité de matière enlevée. (a) $f = 0.05$ mm/tr, (b) $f = 0.18$ mm/tr, (c) $f = 0.3$ mm/tr.	115
Figure III.31. Evolution des efforts de coupe et des températures mesurées en fonction de la vitesse de coupe pour $f = 0.05$ mm/tr. (a) Outil T0 , (b) outil T1 , (c) outil T2 , (d) outil T3	115
Figure III.32. Procédure d'identification des paramètres du contact outil/pièce.	117
Figure III.33. Efforts de coupe numériques obtenus avec l'outil T1	117
Figure III.34. Différence entre les quantités expérimentales et numériques ΔF_c , ΔF_f et $\Delta \mu_{app}$ pour la condition ($V_c = 150$ m/min, $f = 0.18$ mm/tr). (a) outil T1 , (b) outil T2 , (c) outil T3	118
Figure III.35. Evolution du paramètre ΔF_μ en fonction de μ_{loc}	119
Figure III.36. (a) Evolution de la température nodale à l'interface outil/copeau pour la condition ($V_c = 150$ m/min, $f = 0.18$ mm/tr) avec $\mu_{loc} = 0.6$ et $h = 500$ kW/m ² /°C, (b) taux d'évolution de la température.	120
Figure III.37. Influence de la conductance thermique de contact sur le champ de température de l'outil avec l'outil T1 pour la condition : $V_c = 150$ m/min et $f = 0.18$ mm/tr (temps d'usinage simulé 0.04 s. (a) $h = 50$, (b) $h = 300$, (c) $h = 500$ et (d) $h = 1000$ kW/m ² /°C.	120
Figure III.38. Influence de la conductance thermique de contact sur la distribution de température dans la zone active de l'interface de l'outil.	121
Figure III.39. Influence de la conductance thermique de contact sur les efforts d'usinage (outil T1).	121
Figure III.40. (a) Maillage de l'outil T1 avec la représentation de l'interface via la fonction Level-set. (b) Représentation des points de Gauss (128 points) dans les éléments enrichis.	122
Figure III.41. Représentation de la fonction Level-set. (a) LS contour fermé, (b) deux LS contour ouvert.	123
Figure III.42. Evolution de la température au point P1 de la Figure III.40(b) en fonction de la variation de la conductance thermique de contact. (a) outil T1 , (b) outil T2 , (c) outil T3	124
Figure III.43. Efforts de coupe et d'avance prédits et comparés aux mesures expérimentales pour différentes vitesses de coupe et $f = 0.05$ mm/tr (a) outil T1 , (b) outil T2 , (c) outil T3	125
Figure III.44. Efforts de coupe et d'avance prédits et comparés aux mesures expérimentales pour différentes vitesses de coupe et $f = 0.18$ mm/tr (a) outil T1 , (b) outil T2 , (c) outil T3	125
Figure III.45. Efforts de coupe et d'avance prédits et comparés aux mesures expérimentales pour différentes vitesses de coupe et $f = 0.3$ mm/tr (a) outil T1 , (b) outil T2 , (c) outil T3	126
Figure III.46. Evolution de la température au point P1 (Figure III.40(b)) prédits et comparés aux mesures expérimentales pour différentes vitesses de coupe et $f = 0.05$ mm/tr. (a) outil T1 , (b) outil T2 , (c) outil T3	127
Figure III.47. Evolution de la température au point P1 (Figure III.40(b)) prédits et comparés aux mesures expérimentales pour différentes vitesses de coupe et $f = 0.18$ mm/tr. (a) outil T1 , (b) outil T2 , (c) outil T3	127
Figure III.48. Ecart entre la température expérimentale et numérique pour (a) $f = 0.05$ mm/tr et (b) $f = 0.18$ mm/tr.	128

Chapitre 4

Figure IV. 1. Progression de l'usure nodale à l'instant $t1$. (a) état initial, (b) condition (III.72) non vérifiée et (c) condition (III.72) vérifiée.	132
Figure IV. 2. Algorithme d'usure développé.	133
Figure IV. 3. Différentes valeurs de VB sélectionnées pour récupérer le chargement thermomécanique à l'interface outil-pièce.	134
Figure IV. 4. Illustration des zones de contact pour l'outil T1 avec $VB = 0.1$ mm.	134

Figure IV. 5. Distribution de la pression normale à l'interface de l'outil de coupe T1 avec un $VB = 0.3$ mm. (a) Outil rigide, (b) outil déformable.....	135
Figure IV. 6. Distribution de la vitesse de glissement à l'interface de l'outil de coupe T1 avec un $VB = 0.3$ mm. (a) Outil rigide, (b) outil déformable.....	135
Figure IV. 7. Evolution de la pression nodale dans la zone active de l'outil de coupe T1 pour différentes valeurs de VB	136
Figure IV. 8. Interpolation linéaire des pressions de la Figure IV. 7 en fonction de l'usure en dépouille VB	136
Figure IV. 9. Distribution de la température dans l'outil de coupe T1 pour un $VB = 0.3$ mm. (a) Outil rigide, (b) outil déformable.	137
Figure IV. 10. Evolution de la température dans la zone active de l'outil de coupe T1 pour différentes valeurs de VB	138
Figure IV. 11. Evolution de la température en fonction de l'usure en dépouille dans la section S1 et S2 de l'outil T1	138
Figure IV. 12. Evolution de la vitesse de glissement dans la zone active de l'outil de coupe T1 pour différentes valeurs de VB	139
Figure IV. 13. Vecteurs directeur de l'usure nodale sur la face de l'outil.	140
Figure IV. 14. Déplacement nodal dû à l'usure pour : (a) FEM, (b) modèle XFEM/Level-set.	141
Figure IV. 15. Changement du matériau pour les nœuds à l'interface de l'outil de coupe.	142
Figure IV. 16. Illustration de la mise à jour de la géométrie de l'outil par la méthode de mouvement nodal individuelle, [78].	143
Figure IV. 17. Maillage de la géométrie de l'outil de coupe.	143
Figure IV. 18. Illustration du déplacement des nœuds sur la face de dépouille.	144
Figure IV. 19. Paramètres d'usure en cratère et en dépouille selon la norme ISO 3685, [217].	145
Figure IV. 20. Topographies de l'usure sur la face de coupe pour l'outil non revêtu T0 (condition de coupe d'identification).	145
Figure IV. 21. Topographie de l'usure sur la face de coupe pour l'outil revêtu TiN T1 (condition de coupe d'identification : $f = 0.18$ tr/mm, $V_c = 300$ m/min).	146
Figure IV. 22. Algorithme d'identification des paramètres d'usure $C1$ et $C2$	147
Figure IV. 23. Courbe de Pareto issue de l'optimisation (Figure IV. 22) pour (a) combinaison outil T0 /pièce et (b) outil T1 /pièce.	148
Figure IV. 24. Comparaison entre l'usure en cratère simulée et expérimentale pour (a) l'outil T0 et (b) l'outil T1 (condition de coupe : $f = 0.18$ tr/mm, $V_c = 300$ m/min).	149
Figure IV. 25. Comparaison entre l'usure en dépouille expérimentale et simulée des outils (T0 , T1 , T2 et T3) pour les coefficients $C1$ et $C2$ identifiés.	150
Figure IV. 26. Mise à jour de la géométrie de l'outil T1 sur la face de dépouille pour la condition d'identification.	151
Figure IV. 27. Comparaison entre l'usure en dépouille expérimentale et numérique pour l'outil T1 ($V_c = 150$ m/min, $f = 0.18$ mm/tr).	151
Figure IV. 28. Variation de l'usure en dépouille VB en fonction de la vitesse de coupe V_c pour l'outil T1	152
Figure IV. 29. Quantité de matière enlevée en fonction de la vitesse de coupe V_c en prenant comme critère $VB_{lim} = 0.3$ mm pour les différents outils de coupe revêtus T1 , T2 et T3	153
Figure IV. 30. Evolution du coefficient de frottement global expérimental en fonction de la vitesse de coupe (outil de coupe non revêtu WC-Co et pièce à usiner en 42CrMo4), [220].	153
Figure IV. 31. Evolution de la durée de vie T_{vie} en fonction de la vitesse de coupe V_c pour les différents outils de coupe revêtus T1 , T2 et T3	154

Figure IV. 32. Durée de vie en fonction de la pression pour les différents outils de coupe revêtus T1 , T2 et T3 .	155
Figure IV. 33. Durée de vie en fonction de la température pour les différents outils de coupe revêtus.	156
Figure IV. 34. Différentes configurations de revêtement, avec <i>ec</i> l'épaisseur d'une couche.	156
Figure IV. 35. Représentation de l'interface Level-set du revêtement à 375nm d'épaisseur avec la taille adimensionnelle de segments (a) $hseg = 10 - 4$ et (b) $hseg = 10 - 5$.	157
Figure IV. 36. Durée de vie et temps de calcul CPU en fonction du nombre des couches.	157
Figure IV. 37. Evolution de la profondeur d'usure du nœud P en fonction du temps d'usinage.	158

Conclusion générale et perspectives

Figure C. 1. Démarche permettant de prédire la durée de vie des outils de coupe revêtus.	163
Figure C. 2. Illustration de la mise à jour de la géométrie d'outil en fonction de l'usure(a) géométrie d'outil initiale, (b) usure abrasive, (c) usure adhésive.	164
Figure C. 3. Représentation de l'interface Level-set en 3D.	165
Figure C. 4. (a) Représentation Level-set. Champs de déplacement avec (b) la MEF et (c) la XFEM/Level-set.	165

Liste des Tableaux

Chapitre 1

Tableau I.1. Principaux modèles de frottement considérés dans les simulations EF d'usinage (d'après Iqbat et al. [38]).....	12
Tableau I.2. Différentes conductances thermiques de contact utilisées pour la simulation d'usinage.	15
Tableau I.3. Sensibilité d'un modèle numérique de la coupe par rapport au frottement de Coulomb et les paramètres thermiques de contact (Matériau usiné : 42CrMo4, Condition de coupe : $V_c = 300\text{m/min}$ et $f = 0.2\text{mm/tr}$), [52].	17

Chapitre 2

Tableau II. 1. Comparaison des résultats des méthodes pour différentes épaisseurs de revêtement.	77
Tableau II. 2. Propriétés thermiques du substrat et des matériaux de revêtement, [188].....	78
Tableau II. 3. Distribution de la température de la structure pour différents revêtements issus des différentes méthodes.	79
Tableau II. 4. Propriétés matérielles du substrat et du revêtement, [98,192].	82
Tableau II. 5. Données du maillage pour les deux méthodes MEF et XFEM/Level-set.....	82
Tableau II. 6. Calcul du temps de calcul et de l'approximation des erreurs pour différents cas de test.	86
Tableau II. 7. Données du maillage pour les deux méthodes EF et XFEM/Level-set.	87
Tableau II. 8. Calcul du temps et de l'approximation des erreurs pour différents cas de test.	89

Chapitre 3

Tableau III.1. Paramètres de la loi de Johnson-Cook [197] pour l'acier 42CrMo4.	95
Tableau III.2. Propriétés mécaniques et thermiques de la pièce et l'outil, [47,98,198].	96
Tableau III.3. Composition chimique de l'acier 42CrMo4, [14].	96
Tableau III.4. Micrographies de l'arête de coupe présentant les couches de revêtement.	98
Tableau III.5. Conditions de coupe des essais de coupe orthogonale.....	105
Tableau III.6. Condition de coupe utilisée pour l'identification.....	119
Tableau III.7. Paramètres de contact obtenus.	123

Chapitre 4

Tableau IV. 1. Conditions de coupe utilisées pour l'identification.....	131
Tableau IV. 2. Longueur de contact sur la face de coupe pour la condition de coupe d'identification.	149
Tableau IV. 3. Résultats de calibration pour la face de dépouille.....	149
Tableau IV. 4. Epaisseur totale des revêtements.....	154

Résumé

Lors de l'opération d'usinage à grande vitesse, la résistance à l'usure des outils de coupe est améliorée par l'utilisation des revêtements mono ou multicouches sur les faces actives de l'outil. Cependant, le chargement thermomécanique généré à l'interface outil-pièce affecte considérablement les zones de contact. Par cet effet, plusieurs modes d'usure tels que la fissuration, l'abrasion, l'adhésion et le délaminage du revêtement peuvent se manifester. L'étude du comportement des revêtements et de leurs différents modes de dégradation permet de mieux comprendre leur impact sur la durée de vie de l'outil et ainsi optimiser le procédé d'usinage. Dans ce travail de thèse, une approche numérique multi-étapes a été proposée pour prédire l'usure des outils de coupe revêtus. Cette approche est composée par trois principales étapes. La première consiste à effectuer une simulation éléments finis de l'usinage pour une courte durée (jusqu'à la stabilisation du chargement à l'interface outil/pièce). La deuxième étape consiste à récupérer ce chargement et de l'utiliser comme une entrée du modèle XFEM/Level-set. Ce dernier permet d'analyser le comportement des couches de revêtement sans recours à un maillage conforme aux interfaces. Par conséquent, la distorsion du maillage est évitée lorsque le profil d'outil usé est mis à jour, ainsi que le temps de calcul CPU est drastiquement réduit. La dernière étape de cette approche consiste à calculer le taux d'usure et ainsi prédire le déplacement des nœuds de l'outil de coupe affectés par l'usure. Les essais expérimentaux ont permis d'une part d'identifier les paramètres de contact outil/pièce, et d'autre part de valider l'approche proposée.

Mots clés: Usinage, Revêtement, eXtended Finite Element Method, Level set, Usure, Comportement thermomécanique transitoire.

Abstract

In high speed machining, wear resistance of the cutting tools is improved by depositing single or multilayered coatings on their surface. However, the thermomechanical loading generated at the tool-workpiece interface greatly affects the contact zones. For this purpose, several wear modes such as cracking, abrasion, adhesion and delamination of the coating can be occurred. The study of the coatings behavior and their different degradation modes lead to better understanding of their impact on the tool life and machining process under optimal conditions. In this PhD thesis work, a multi-step numerical approach has been proposed to predict wear of the coated cutting tools. This approach involves three main steps. The first is to perform a finite element simulation of the orthogonal cutting for a short time (until the loading stabilization at the tool/workpiece interface). The second step is to recover this loading and use it as an input for the XFEM/Level-set model. The latter allow to take into account the coating layers presence without any need of mesh conforming to the interfaces. As a result, the mesh distortion is avoided when the worn tool profile is updated, as well as the CPU calculation time is drastically reduced. The final step of this approach is to convert the wear rate equation into a nodal displacement, thus representing the cutting tool wear. Based on the experimental tests, a procedure for identifying tool/workpiece contact parameters, and for calibrating the wear equation for each coating layer has been proposed. Experimental trials have been also used to validate the proposed approach.

Keywords: Machining, Coating, eXtended Finite Element Method, Level set, Wear, Transient thermomechanical behavior.