



**HAL**  
open science

## Logiciel explicite en thermomécanique pour la simulation de la formation d'un copeau en usinage

Firas Ali, Philippe Lorong

► **To cite this version:**

Firas Ali, Philippe Lorong. Logiciel explicite en thermomécanique pour la simulation de la formation d'un copeau en usinage. *Mechanics & Industry*, 2002, 3 (4), pp.343-349. hal-00021141

**HAL Id: hal-00021141**

**<https://hal.science/hal-00021141v1>**

Submitted on 21 Mar 2018

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

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

# Logiciel explicite en thermomécanique pour la simulation de la formation d'un copeau en usinage

## An explicit thermomechanical finite element software for simulating chip formation in cutting

Firas Ali, Philippe Lorong \*

*LMSP-UMR CNRS ENSAM-ESEM, Laboratoire de Mécanique des Systèmes et des Procédés, École nationale supérieure d'Arts et Métiers,  
151 boulevard de l'Hôpital, 75013 Paris, France*

---

### Résumé

Cet article présente successivement : les principaux écueils rencontrés aujourd'hui pour la simulation de la coupe, un modèle Lagrangien 2D numérique (élément fini) thermomécanique en grandes déformations incluant les contacts avec frottement et la mise en œuvre de ce modèle par le développement d'un prototype de logiciel spécifique autonome en cours de mise au point. Les premiers résultats des simulations sont présentés et concernent la formation de copeau, étape très difficile à réaliser d'un point de vue numérique en raison des non-linéarités et grands changements de forme au sein de la matière durant son indentation par l'outil de coupe. La formulation discrète thermomécanique est de type explicite pour cette première version du programme de simulation. Un comportement thermo-élasto-visco-plastique des matériaux est utilisé approchant au mieux les conditions extrêmes rencontrées en usinage en terme de déformations plastiques, de vitesses de déformation et de gradient de température. La loi de comportement implémentée est incrémentale du type prédiction-correction élastique. L'évolution des contacts pièce-outil et outil-copeau repose sur une approche maître-esclave. Enfin, le remaillage, l'une des phases les plus difficiles pour ce type de simulation, est basé sur une approche topologique pour la discrétisation de la géométrie. Le maillage peut prendre en compte une anisotropie susceptible de survenir dans les zones fortement cisailées de la matière durant la coupe (ou la découpe).

### Abstract

This paper presents successively: the main difficulties found to date in cutting simulation, a bidimensional numerical thermomechanical Lagrangian model in finite transformations including contact with friction, and an independant prototype software dedicated to such simulation which is being developed. First simulation results are shown and deal with the chip formation. This formation is very difficult to simulate because of the nonlinearities and of the very large deformations of the material during the indentation of the workpiece by the tool. For this first software version, the thermomechanical discretised form is an explicit one. A thermo-elasto-visco-plastic material behaviour is used to achieve a model which is able to represent the material behaviour in extremely hard conditions found in cutting in terms of plastic strains, strain rates and temperature gradients. An incremental material behaviour including an elastic prediction with plastic correction scheme is used. Following through and handling the contact between the tool and the workpiece is based on a master-slave approach. At last, the remeshing, one the more difficult phase for this type of simulation, uses a topological description for the geometric discretisation. The mesh can take into account an anisotropy which may occur in high shear strains areas due to the cutting or blanking processes.

*Mots-clés* : Simulation numérique ; Coupe ; Découpage ; Formation de copeau ; Échelle mésoscopique

*Keywords*: Numerical simulation; Cutting; Blanking; Chip formation; Mesoscopic scale

---

\* Correspondance et tirés à part.

Adresse e-mail : philippe.lorong@paris.ensam.fr (P. Lorong).

Adresse URL : <http://www.paris.ensam.fr/lmsp>.

## 1. Introduction : Approche multi-échelles

Parmi les différents procédés d'enlèvement de matière, la coupe (tournage, fraisage, perçage et rectification) est l'un des plus utilisés pour obtenir les dimensions requises d'une pièce. Cependant, bien que ce procédé soit d'un usage courant et que l'on dispose d'un nombre considérable de résultats expérimentaux, certains aspects essentiels de la coupe ne sont toujours pas bien compris. Ceci est principalement dû à la complexité des phénomènes physiques mis en jeu et à l'interdépendance avec le contrôle du procédé [10].

L'étude de l'usinage est souvent abordée à l'aide d'une approche multi-échelles. Ceci permet de séparer les difficultés en limitant le nombre de phénomènes et la taille du modèle à une échelle donnée. Ce type d'approche se doit également de proposer des passages entre les différents niveaux d'observation [11]. Récemment, l'approche éléments finis a été choisie pour modéliser le procédé de la coupe à l'échelle mésoscopique, échelle à laquelle nous menons notre étude. Hélas, les logiciels de simulation les plus répandus ne permettent pas actuellement de réaliser les simulations suffisamment représentatives des phénomènes liés au processus de coupe. En particulier la prédiction des différentes morphologies de copeaux observées expérimentalement n'est possible que dans le cas académique du copeau continu. La Fig. 1 montre un exemple de coupe orthogonale simulé avec le logiciel HKS-ABAQUS/Explicit. Bien que cette simulation soit intéressante, le modèle est incomplet et n'intègre pas, par exemple, le phénomène de diffusion thermique. De plus nous n'avons pas réussi à reproduire des morphologies de copeau complexes (par exemple copeaux festonnés) induisant des déformations de maillage très importantes.

Ainsi des outils spécifiques de simulation doivent être mis en œuvre pour étudier la coupe des métaux. Un exemple est donné par le logiciel AdvantEdge développé par la société Thir Wave System Inc [1]. Nous présentons ici les fondements d'une approche Lagrangienne bidimensionnelle basée sur la méthode des éléments finis. Cette approche est dédiée à l'étude de la formation des copeaux dans les cas de coupe instationnaire des métaux (cas des copeaux festonnés par exemple). Dans notre modèle, aucune hypothèse sur la morphologie du copeau, la forme de l'écoulement de matière ou le lieu de séparation de cette dernière [4] n'est faite a priori. L'utilisation d'une procédure de remaillage adaptatif est donc inévitable, l'approche étant Lagrangienne. Cette procédure, qui autorise l'utilisation d'éléments triangulaires aplatis (notion de maillage anisotrope), est intégrée dans une approche originale utilisant la représentation topologique du maillage [5]. Le modèle de coupe prend en compte les phénomènes de génération de chaleur résultants des dissipations visqueuses, plastiques ainsi que des contacts glissants avec frottement. L'algorithme de contact est basé sur une approche de prédiction/correction avec définition préalable de surfaces maîtres et de surfaces esclaves. Un schéma d'intégration explicite est utilisé pour intégrer les équations

d'équilibre mécanique et thermique. Ces dernières sont élaborées à partir d'une approche éléments finis couplée à une formulation Lagrangienne actualisée. Ce type d'approche a montré son adéquation à l'étude des phénomènes de pénétration et a l'avantage de conduire à une mise en œuvre informatique plus aisée que les schémas implicites.

La difficulté principale avec les formulations éléments finis Lagrangiennes est que les résultats se détériorent très rapidement lorsque les éléments sont trop distordus. Ce phénomène de distorsion n'est pas présent dans les approches éléments finis Eulériennes ou Arbitraires-Lagrangienne-Eulérienne (ALE). Néanmoins, les approches purement Lagrangiennes, sont les seules à pouvoir prédire naturellement le comportement des matériaux dépendant de l'histoire des transformations, le mouvement des surfaces libres et enfin l'état résiduel de la pièce après usinage (contraintes par exemple) [6]. Afin de pallier à la distorsion des éléments, il est nécessaire de réaliser régulièrement un remaillage des zones affectées.

Le logiciel prototype que nous avons réalisé s'intègre dans une plate-forme logicielle que nous avons nommé NESSY [5]. Cette plate-forme, délibérément orientée recherche, se destine à intégrer divers travaux menés au sein du laboratoire tels que la simulation de la coupe à l'échelle macroscopique (prédiction de l'état de surface et du comportement dynamique du système pièce/outil/machine) ou d'éléments finis spécifiques (piézo-électriques par exemple). La plate-forme Nessy, par son orientation recherche, n'est pas, a priori, destinée à la commercialisation contrairement à un logiciel tel qu'AdvantEdge [1].

## 2. Modèle thermomécanique éléments finis

### 2.1. Equilibre mécanique

Les codes explicites sont de plus en plus utilisés pour modéliser et simuler la mise en forme des métaux ou pour l'étude des déformations plastiques résultant d'impacts. En utilisant une méthode explicite basée sur un schéma d'intégration aux différences centrées, l'équation représentative de l'équilibre dynamique prend, à un instant  $t_n$ , la forme discrétisée suivante :

$$\begin{aligned} \mathbf{a}_n &= \mathbf{M}^{-1} (\mathbf{R}_n^{\text{ext}} + \mathbf{R}_n^{\text{int}}) \\ \mathbf{v}_{n+\frac{1}{2}} &= \mathbf{v}_{n-\frac{1}{2}} + \Delta t_{\text{vit}}^{\text{meca}} \mathbf{a}_n \\ \mathbf{d}_{n+1} &= \mathbf{d}_{n+1} + \Delta t_{\text{dep}}^{\text{meca}} \mathbf{v}_{n+\frac{1}{2}} \end{aligned} \quad (1)$$

où  $\mathbf{a}$ ,  $\mathbf{v}$  et  $\mathbf{d}$  représentent respectivement les colonnes de degrés de liberté relatifs à l'accélération, à la vitesse et au déplacement,  $\mathbf{M}$  est la matrice de masse diagonalisée,  $\mathbf{R}_n^{\text{ext}}$  et  $\mathbf{R}_n^{\text{int}}$  sont respectivement les colonnes associées aux efforts généralisés extérieurs (contacts, ...) et intérieurs (contraintes).  $\Delta t_{\text{vit}}^{\text{meca}}$  et  $\Delta t_{\text{dep}}^{\text{meca}}$  sont les incréments de temps utilisés pour la mise à jour des vitesses et des déplacements. Lorsqu'il n'y a pas adaptation du pas de temps entre deux incréments on a :  $\Delta t_{\text{vit}}^{\text{meca}} = \Delta t_{\text{dep}}^{\text{meca}}$ . Les méthodes explicites

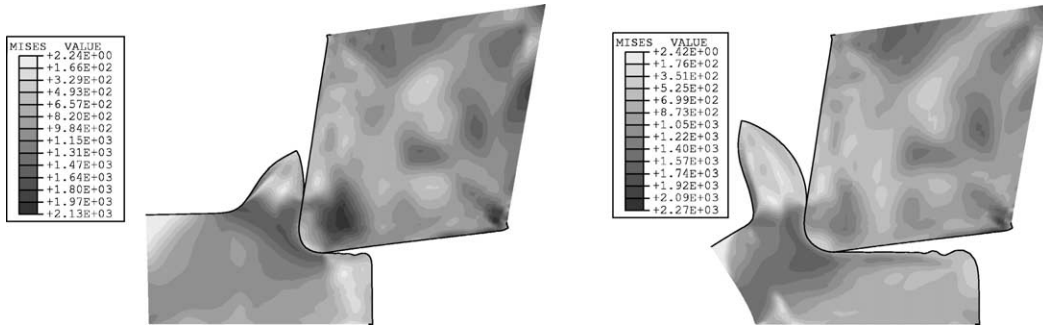


Fig. 1. Simulation de la formation d'un copeau avec ABAQUS/Explicit – Contrainte équivalente de Von Mises.

Fig. 1. Chip formation simulation using ABAQUS/Explicit (von Mises equivalent stress distribution).

utilisent un nombre important de petits incréments de temps. La méthode des différences centrées est conditionnellement stable et une évaluation de la durée maximale des incréments est donnée par une analyse élastique. Cette durée doit être telle que l'on puisse simuler correctement la propagation d'une onde de dilatation au travers de tout élément du maillage, et donc en particulier au travers du plus petit d'entre eux. On obtient ainsi :

$$\Delta t_{\text{stable}}^{\text{meca}} \approx \frac{L_{\min}}{c_d} = \frac{L_{\min}}{\sqrt{\frac{E}{\rho}}} \quad (2)$$

où  $L_{\min}$  est la plus petite dimension d'élément parmi tous les éléments du maillage,  $c_d$  la vitesse de propagation d'une onde longitudinale dans une barre exprimée à partir du module d'Young  $E$  et de la masse volumique  $\rho$  du matériau de cet élément. Pour les éléments triangulaires (qui sont ceux que nous utilisons) la plus petite dimension est donnée par la plus petite hauteur de triangle trouvée.

## 2.2. Relation de comportement

Pour la relation de comportement nous avons adopté une formulation classique en transformations finies qui est basée sur une décomposition multiplicative du gradient  $\underline{\underline{F}}$  de la transformation. Nous avons ainsi :

$$\underline{\underline{F}} = \underline{\underline{F}}^E \cdot \underline{\underline{F}}^P \quad (3)$$

où  $\underline{\underline{F}}^E$  et  $\underline{\underline{F}}^P$  représentent respectivement les parties élastique et anélastique du gradient de la transformation. La fonction de charge et la direction d'écoulement plastique sont définies à partir du tenseur des contraintes de Cauchy  $\underline{\underline{\sigma}}$  et de la contrainte équivalente de Von Mises associée  $\sigma_{\text{eq}}$ . Un aspect important de l'approche utilisée est que la construction de la relation de comportement tridimensionnelle est déduite d'un essai uniaxial de traction. Plus précisément, sachant que nous sommes dans un cadre de transformations finies, il s'agit ici d'établir une relation entre la contrainte longitudinale de Cauchy et la déformation longitudinale logarithmique. Comme la plupart des auteurs, nous définissons la surface de charge à partir de la contrainte équivalente de Von Mises qui permet d'introduire une loi d'écrouissage isotrope. La direction de l'écoulement plastique est associée à

ce seuil par une loi de normalité garantissant ainsi la vérification du second principe de la thermodynamique. Ce type de modèle est bien adapté pour la plupart des métaux lorsqu'ils sont soumis à des chargements pour lesquels la composante de type pression positive (et en l'absence de porosités) est prédominante. Pour des chargements en tension ou non sphériques, comme ce peut être le cas près de la pointe de l'outil ou dans les diverses zones de cisaillement générées lors de la coupe, ce type de modèle peut s'avérer inadapté. Ceci est d'autant plus vrai lorsque des fissures apparaissent ce qui est également fréquent en coupe où les températures localement élevées accentuent le phénomène. Une des perspectives de recherche porte ainsi sur la mise en place de critères anisotropes avec loi d'écoulement associée pour la coupe en sachant que l'une des difficultés majeures est l'identification de telles lois de comportement.

Les grandes déformations (souvent supérieures à 5), les taux de déformation importants (de l'ordre de  $10^5 \text{ s}^{-1}$ ) et la présence de températures localement très élevées (proches de la température de fusion du matériau) font que les données expérimentales disponibles et utiles à la définition et à l'identification de loi de comportement pour la coupe sont très peu nombreuses [2]. Ceci est même vrai pour le cas du régime permanent dans un cadre de coupe orthogonale. Nous avons adopté une loi de comportement thermo-viscoplastique de type Johnson–Cook [3]. Cette loi, même si elle reste sommaire, a pour avantage de limiter le nombre de coefficients à identifier et permet cependant de représenter les phénomènes d'écrouissage, d'adoucissement thermique et de viscosité observés expérimentalement. La surface de charge de la relation de comportement de Johnson–Cook est définie par l'expression suivante :

$$\sigma_{\text{eq}} = [A + B(\bar{\varepsilon}^{\text{pl}})^n][1 + C \ln(\bar{\varepsilon}^{\text{pl}}/\dot{\varepsilon}_0)] \times \left[ 1 - \left( \frac{T - T_{\text{ref}}}{T_{\text{fusion}} - T_{\text{ref}}} \right)^m \right] \quad (4)$$

où  $\sigma_{\text{eq}}$  est la contrainte équivalente de Von Mises,  $\bar{\varepsilon}^{\text{pl}}$  la déformation plastique cumulée,  $T$  la température, et  $A$ ,  $B$ ,  $n$ ,  $C$ ,  $\dot{\varepsilon}_0$ ,  $T_{\text{ref}}$ ,  $T_{\text{fusion}}$  des paramètres identifiés dépendant du comportement du matériau. Cette loi a été utilisée pour la première fois pour la simulation de la coupe par une

approche ALE dans [9]. D'autres formes de contraintes d'écoulement pour la simulation de la coupe sont recensées dans [2] ; voir aussi [6].

Par d'autres auteurs sous cette forme ou sous des formes similaires [6].

### 2.3. Contact et frottement

Le frottement au niveau du contact outil/matière joue un rôle capital lors de la formation du copeau. Il influence en particulier les efforts de coupe, l'usure de l'outil et la morphologie du copeau. Dans Nessy nous avons mis en place une approche de type prédiction/correction (ou encore maître/esclave) qui garantit une non-pénétrabilité de la matière dans l'outil. L'avantage de cette approche est qu'elle est simple à mettre en œuvre et particulièrement efficace pour les formulations explicites.

La démarche consiste dans un premier temps à calculer les déplacements en fin d'incrément sans prendre en compte la présence de contact. Après repérage des zones éventuelles où il y a recouvrement, une accélération correctrice est calculée, pour chacun des nœuds concernés, pour induire un déplacement tel qu'il n'y ait plus de recouvrement et garantissant également la loi de frottement. Cette accélération correctrice dépend de la distance de pénétration, de la vitesse relative au niveau du contact, et de la masse associée au nœud (composante associée au nœud dans la matrice de masse diagonalisée pour l'approche explicite). En absence de frottement la force nodale (généralisée) appliquée sur le nœud  $i$  a pour expression :

$$F_i^{\text{contact}} = m_i \frac{d_i^p}{\Delta t_{\text{vit}}^{\text{meca}} \Delta t_{\text{dep}}^{\text{meca}}} \quad (5)$$

où  $m_i$  est la masse associée au nœud  $i$  et  $d_i^p$  la distance de pénétration du nœud. La détermination des zones de contact nécessite une part importante du temps de calcul. Une représentation topologique du maillage par éléments connectés à des arêtes, ces arêtes étant connectées à deux nœuds, peut permettre de mettre en œuvre de façon efficace des algorithmes d'intersection, et donc de traiter plus efficacement les problèmes de contact. Ceci est d'autant plus vrai lorsque l'on recherche les zones d'auto contact : contact du copeau avec lui même ou avec une surface non encore usinée de la pièce.

### 2.4. Transfert de chaleur

Pour la coupe la chaleur générée est essentiellement due aux déformations plastiques et au frottement outil/matière. Pour l'usinage à grande vitesse les échanges thermiques avec l'extérieur (convection avec l'air ambiant) sont négligeables tant que l'on ne s'intéresse qu'au processus de formation du copeau. Si, par contre, on souhaite connaître l'état résiduel de la pièce ou du copeau ces échanges ne peuvent plus être négligés.

Pour l'intégration de l'équation de transfert de chaleur nous utilisons également un schéma explicite. L'expression obtenue est du même type que celle relative à l'équilibre mécanique représenté par l'Éq. (1) :

$$\begin{aligned} \dot{\mathbf{T}}_n &= \mathbf{C}^{-1}(\mathbf{Q}_n - \mathbf{K}\mathbf{T}_n) \\ \mathbf{T}_{n+1} &= \mathbf{T}_n + \Delta t_{\text{stable}}^{\text{therm}} \dot{\mathbf{T}}_n \end{aligned} \quad (6)$$

avec  $\mathbf{T}$  colonne des températures nodales,  $\mathbf{C}$  est la matrice de chaleur spécifique diagonalisée,  $\mathbf{K}$  la matrice de conductivité,  $\mathbf{Q}_n$  la colonne des flux de chaleur imposés généralisés (conduction, convection, rayonnement ; il dépend donc de  $T_n$ ) et  $\Delta t_{\text{stable}}^{\text{therm}}$  le pas de temps garantissant la stabilité du schéma explicite en thermique.

Ce pas de temps a pour expression :

$$\Delta t_{\text{stable}}^{\text{therm}} \approx \frac{(L_{\min})^2 C_p \rho}{2k} \quad (7)$$

où  $L_{\min}$  est la dimension du plus petit élément du maillage, et dans le cas d'un matériau homogène  $C_p$  sa chaleur spécifique,  $\rho$  sa masse volumique et  $k$  la conductivité thermique, supposées ici indépendantes de la température, faute de données expérimentales plus élaborées.

En général, la limite de stabilité du schéma d'intégration en thermique est largement moins exigeante que celle du problème de mécanique. Ainsi le pas de temps calculé pour le problème mécanique peut être utilisé pour les deux schémas. Cependant des cas d'oscillation de la solution pour le problème de thermique peuvent être observés pour des pas de temps trop petits. Il est alors nécessaire de différencier les deux pas de temps (mécanique et thermique) et de réaliser les incréments thermiques moins fréquemment que les incréments mécaniques.

### 2.5. Algorithme de couplage thermomécanique

Une approche de résolution alternée, ou en décalé, a été mise en place pour la résolution du problème thermomécanique complet. On débute ainsi par l'incrément mécanique en supposant toutes les quantités « thermiques » constantes, et donc en particulier les températures. Suite à ce traitement la dissipation plastique ainsi que la dissipation au niveau des contacts sont calculées et deviennent des sources de chaleur pour le problème de thermique qui est ensuite traité. Les nouvelles températures servent à leur tour d'entrée pour le calcul de l'incrément du problème de mécanique, et ainsi de suite.

## 3. Procédure de remaillage adaptatif anisotrope

### 3.1. Approche topologique pour la description du maillage

L'approche topologique pour la description du maillage intègre une représentation récursive du domaine physique étudié : un domaine est composé d'un ensemble de sous-domaines qui eux-mêmes sont composés de sous-domaines

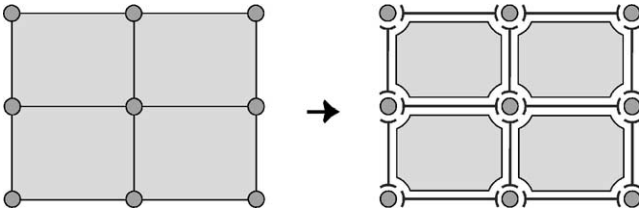


Fig. 2. Représentation topologique d'un maillage éléments finis.

Fig. 2. Topological approach used to describe the F.E. mesh.

et ainsi de suite. Dans un cadre éléments finis ceci conduit au concept usuel de « macro-élément », que nous considérons ici comme synonyme de super-élément, sous-structure ou comme résultat d'une décomposition du domaine. Appliquée au niveau le plus bas d'un maillage, l'élément, une représentation topologique conduit à considérer ce dernier comme un sous-domaine délimité par des faces elles même « délimitées », en 2D, par des nœuds (Fig. 2). Chaque face a également connaissance des deux éléments qu'elle sépare ; la présence d'un unique voisin implique de façon non équivoque l'appartenance de la face considérée à la frontière extérieure. Notre approche topologique pour la description d'un maillage éléments finis ainsi que les avantages d'une telle description ont été présentés en détail dans une précédente publication [5]. Dans le cadre d'un algorithme de remaillage, la connaissance du voisinage de deux éléments à partir de la face qu'ils ont en commun permet de définir de façon naturelle un éventuel partage de cette face pour la création de nouveaux éléments et donc également de nouvelles faces.

### 3.2. Remaillage adaptatif anisotrope automatique

Dans ce paragraphe nous présentons une procédure de maillage adaptatif et de remaillage ayant pour particularité de pouvoir générer des éléments « anisotropes ». Les éléments peuvent ainsi avoir une dimension petite devant l'autre, et être orientés en fonction des particularités du problème traité. Notre approche, comme toutes les procédures de remaillage adaptatif, a pour objectif de minimiser

le nombre d'éléments pour une précision de calcul, ou de représentation des champs, donnée [8]. La taille et l'orientation des éléments construits sont choisis afin de représenter au mieux les forts gradients de déformation tout en tirant parti de l'orientation de ces gradients. Taille et orientation sont précisées à l'aide de trois paramètres  $a$ ,  $b$  et  $\theta$  qui définissent les dimensions et l'orientation d'une ellipse virtuelle dans laquelle s'inscrit l'élément généré.  $a$  et  $b$  donnent respectivement la dimension du grand axe et du petit axe de l'ellipse.  $\theta$  donne l'orientation du grand axe (Fig. 3).

La procédure de remaillage est en cours de développement, et n'est pas encore opérationnelle.

Lorsque des critères physiques ou géométriques sont violés, le processus incrémental est stoppé et la procédure de remaillage est lancée. Afin de pouvoir poursuivre le processus de calcul incrémental il est nécessaire de récupérer, sur l'ancien maillage, l'état du matériau (température et variables d'état) et de le transférer vers le nouveau maillage. Différentes approches sont possibles et nous utilisons une approche similaire à celle introduite par Ortiz et Quigley [7] en passant par l'intermédiaire de grilles de projection. Une grille de projection est associée à chaque macro-élément de notre maillage. Ceci conduit à un nombre d'opérations proportionnel au nombre  $n$  d'éléments et non à  $n^2$  comme c'est le cas si aucune précaution n'est prise.

Les principaux avantages de l'utilisation d'éléments finis anisotropes est donc, à nombre d'éléments donné, l'amélioration de la description des champs lorsqu'ils comportent de forts gradients et que l'orientation de ces derniers évolue lentement vis à vis de la taille des éléments.

## 4. Simulations numériques

### 4.1. Description du modèle pour la simulation

Nous avons simulé un cas de coupe orthogonale pour lequel l'outil se déplace à une vitesse imposée constante de  $V_c = 10$  m/s vis à vis d'une pièce rectangulaire ( $0,7$  mm  $\times$   $0,5$  mm). La pièce est encastree sur sa face inférieure,

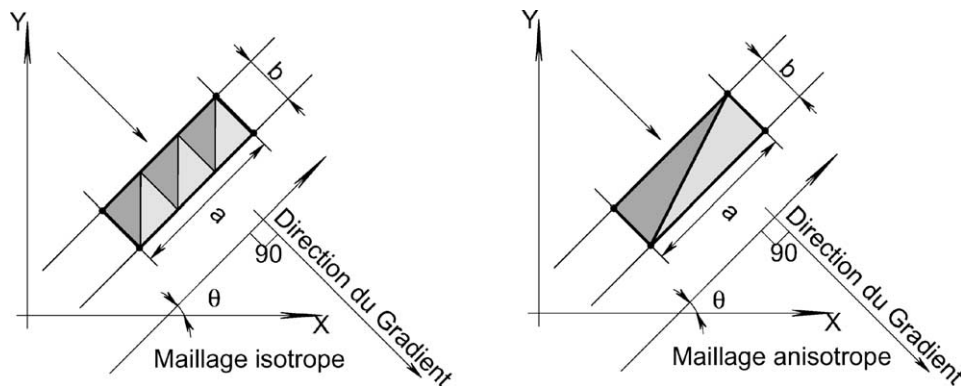


Fig. 3. Intérêt du maillage anisotrope en présence de forts gradients.

Fig. 3. Benefits of an anisotropic mesh in the presence of high gradients.

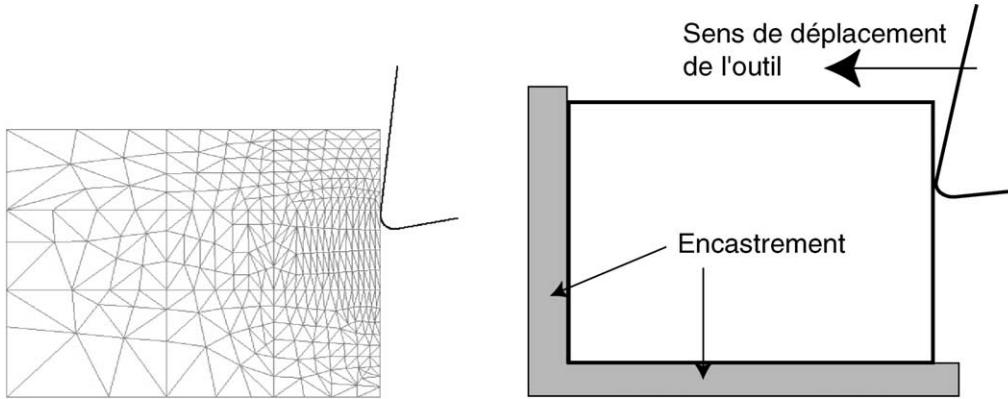


Fig. 4. Exemple de maillage anisotrope — Géométrie et conditions aux limites de la pièce.  
 Fig. 4. Example of an anisotropic mesh — Geometry and boundary conditions of the workpiece.

les autres faces sont libres. L'outil a un angle de coupe de 8 degrés, un angle de dépouille de 10 degrés et un rayon de bec de 25  $\mu\text{m}$ . La profondeur de passe est de 0,2 mm. Le matériau usiné est un acier 42CD4U dont les caractéristiques sont données dans le Tableau 1. La géométrie de la pièce, ainsi que les conditions aux limites qui lui sont appliquées, sont définies sur la Fig. 4. On trouvera également sur cette figure un exemple de maillage anisotrope.

La loi de frottement est celle de Coulomb, et le coefficient de frottement a été pris constant et vaut  $\mu = 0,1$ . On suppose que, pour cette vitesse de coupe, les phénomènes sont *adiabatiques*. Le maillage comporte 386 éléments et 772 degrés de liberté. Il est à noter que le maillage est davantage raffiné dans la zone de contact avec l'outil.

#### 4.2. Résultats

La Fig. 5 présente le champ de contrainte équivalente de Von Mises dans la pièce et le copeau après une indentation de 0,12 mm. Il est bien évidemment possible d'avoir d'autres résultats tels que par exemple les forces de coupe, les

Tableau 1  
 Données matérielles d'un acier 42CD4U pour une loi de comportement de type Johnson–Cook

Table 1  
 Material data for 42CD4U steel for a Johnson–Cook type constitutive law

Paramètre de simulation	Unité	Valeur
Masse volumique $\rho$	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	7800
Module d'Young $E$	MPa	$2,1 \times 10^3$
Coefficient de Poisson $\nu$	–	0,3
Chaleur spécifique $C_p$	$\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	$6000 \times 10^3$
Conductivité thermique $k$	$\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	65
$A$	MPa	598
$B$	MPa	768
$n$	–	0,2092
$C$	–	0,0137
$\varepsilon_0$	$\text{s}^{-1}$	0,001
$T_{\text{fus}}$	$^{\circ}\text{K}$	1793
$T_{\text{ref}}$	$^{\circ}\text{K}$	296
$m$	–	0,807

déformations ou les taux de déformations, les températures, les déformations plastiques cumulées ...

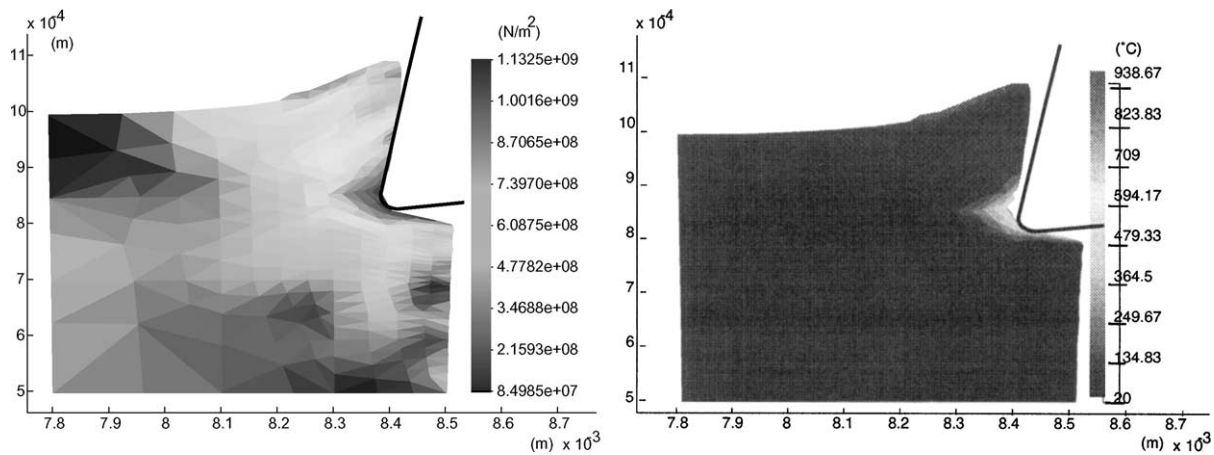


Fig. 5. Distribution de la contrainte équivalente de Von Mises lors de l'indentation de la pièce.

Fig. 5. Stresses distribution during workpiece indentation.

## 5. Conclusions

Nous avons donné ici les principales lignes de notre approche. La mise en œuvre informatique a été réalisée au sein d'une plate-forme logicielle orientée recherche : Nussy. Les solutions adoptées, compte tenu de la complexité du sujet, sont souvent simples mais ont le mérite d'être robustes. En particulier le choix d'un schéma d'intégration explicite pourrait être remis en cause et remplacé par un schéma implicite. Ceci permettrait sans nul doute d'améliorer la précision des calculs mais les risques de non-convergence nous ont poussé à mettre ce type de schéma en œuvre ultérieurement. Des recherches futures devraient explorer d'autres modèles de coupe avec des schémas d'intégration variés pour différentes lois de comportement afin de pouvoir confronter simulation, choix de modèles et résultats expérimentaux. Il est inutile de dire que la simulation de la coupe pose encore aujourd'hui de nombreux problèmes et demeure un sujet de recherche prometteur.

## Références

- [1] <http://www.thirdwavesys.com/>
- [2] T.H.C. Childs, Material property needs in modelling metal machining, in: Proceedings of the First CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Atlanta, Georgia, USA, 19 May 1998, pp. 2B/2-1–2B/2-10.
- [3] G.R. Johnson, W.H. Cook, A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures, in: Proceeding of the 7th International Symposium on Ballistics, The Hague, Holland, April 1983, pp. 541–547.
- [4] S. Lei, Y.C. Shin, F.P. Incorporera, Thermo-mechanical modelling of orthogonal machining process by finite element analysis, *Internat. J. Machine Tools Manufact.* 39 (15) (May 1999) 731–750.
- [5] Ph. Lorong, F. Ali, G. Coffignal, Research oriented software development platform for structural mechanics: a solution for distributed computing, in: Proceedings of the fifth International Conference on Computational Structures Technology, B.H.V. Topping, Leuven, Belgium, September 2000, pp. 93–100.
- [6] T.D. Marusich, M. Ortiz, Modelling and simulation of high-speed machining, *Internat. J. Numer. Methods in Engrg.* 38 (1995) 3675–3694.
- [7] M. Ortiz, J.J. Quigley, Adaptive mesh refinement in strain localization problems, *Computer Methods in Appl. Mech. Engrg.* 90 (1991) 781–804.
- [8] T.O. Pedersen, Remeshing in analysis of large plastic deformations, *Computers and Structures* 67 (4) (4 May 1998) 279–288.
- [9] R. Rokotomalala, P. Joyot, M. Touratier, Arbitrary lagrangian-eulerian thermomechanical finite element model of material cutting, *Commun. Numer. Methods in Engrg.* 9 (1993) 975–987.
- [10] G. Sekhon, J.-L. Chenot, Numerical simulation of continuous chip formation during non-steady orthogonal cutting, *Engrg. Computations* 10 (1993) 793–807.
- [11] M. Touratier, Computational models of chip formation and chip flow in machining in a multiscale approach. Present status and futur needs, in: Proceedings of the IInd CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Nantes, 25–26 Jan 1999, pp. 2–29.