

APPROCHE EULERIENNE DE LA COUPE ORTHOGONALE 2D DES METAUX

Joe Chalfoun - Rafic Younès- Université libanaise (Liban)
Yasser Alayli - Université de Versailles (France)
Peter Wagstaff- Université de Technologie de Compiègne (France)

Abstract:

This paper considers a thermo-elastic-plastic deformation of the steady state orthogonal machining process by using the finite element method based on the virtual theorem principal. The heat generated due to the plastic deformation and to the friction is calculated. Assuming trial chip geometry and cutting condition, detailed information on the state of the stresses, deformation, and temperature distribution in the workpiece are obtained. The numerical results will be used to update the chip geometry and thus obtaining a more realistic model of the cutting process.

1- Introduction

La compréhension du phénomène d'arrachement de la matière est nécessaire pour augmenter la qualité de la surface usinée. Connaître la forme et les propriétés du copeau est essentiel pour avoir des performances efficaces. Dans le cas de coupe orthogonale, on ne prend en considération qu'une seule arête de coupe, simultanément perpendiculaire à la vitesse de coupe V_c et à la vitesse d'avance V_a .

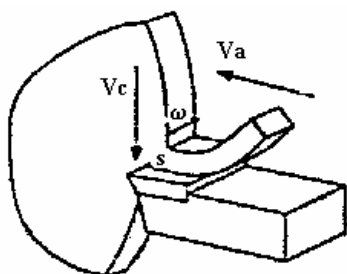


Figure 1 (Coupe orthogonale)

Ce cas de coupe correspond par exemple au tournage d'une couronne de grand diamètre ou à une pièce rectangulaire (de grandes dimensions) usinée sur étau-limeur.

La phénoménologie de la formation du copeau fait intervenir un grand nombre de paramètres, tels que la rhéologie du matériau usiné, la nature du contact outil-matière et les différents paramètres d'usinage.

Les observations micrographiques mettent généralement en évidence la présence de 5 zones lors de la formation du copeau [8]:

Zone 1 : zone de cisaillement primaire. Elle provient du changement de direction d'écoulement de la matière ; cette zone est le siège de cisaillement et de taux de cisaillement intenses engendrant une forte élévation thermique due à la dissipation.

Zone 2 : zone de cisaillement secondaire. Induite par le frottement du copeau sur l'outil ; cette

zone est la fois soumise à des forts taux de cisaillement et à une forte élévation de température engendrée par le frottement.

Zone 3 : zone de séparation du métal en pointe d'outil. Dans cette région, l'outil exerce un effort de compression sur le matériau qui est refoulé et se sépare en deux parties : le copeau et la pièce usinée. La présence d'un chanfrein entre la face de coupe et la face de dépouille au niveau de cette zone de retenue favorise la création d'arêtes rapportées.

Zone 4 : zone de frottement au niveau de la surface de dépouille. Dans cette zone, les interactions avec l'outil sont moins importantes qu'au niveau de la zone de cisaillement secondaire, mais ici, c'est la matière constituant la pièce usinée qui est directement sollicitée.

Zone 5 : zone d'amorce de déformations. La formation du copeau provoque des déformations plastiques et élastiques de la structure du matériau en amont de l'outil conduisant à des contraintes résiduelles en surface de la pièce usinée.

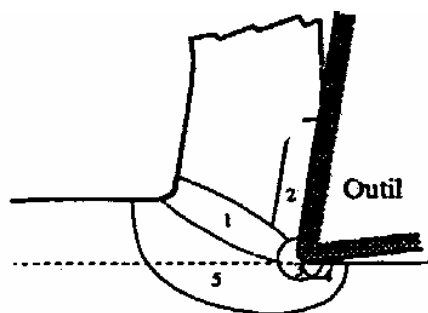


Figure 2 (Principales zones de cisaillement du copeau)

Toutes les régions citées ci-dessus sont le siège d'un cisaillement et de taux de cisaillement intense, ($\epsilon > 1$),

($10^3 < \dot{\epsilon} < 10^5$). Par suite des phénomènes de déformation et de dislocation qui accompagnent la

formation du copeau, ainsi que des influences thermiques qui en résultent, on assiste à des modifications de structure, à des consolidations dans le matériau enlevé, à des phénomènes particuliers (friction, soudage, phénomènes d'adhésion, de diffusion ...) ainsi qu'à des réactions chimiques dans la couche limites et aux points de contact entre le copeau et l'outil. L'ensemble de ces phénomènes conduit à une multitude des formes des copeaux dont on maîtrise mal la dépendance vis à vis des paramètres de coupe ou du matériau usiné ...

2- Etude bibliographique

Plusieurs efforts ont été exercés à fin de développer un modèle numérique approprié de la coupe orthogonale des métaux.

Au cours des 20 dernières années, les méthodes des éléments finis ont vu leur domaine d'application étendu à la modélisation de la coupe des métaux. De manière générale, les simulations numériques sont plus précises que les modèles analytiques, et donnent des résultats plus complets tels que les champs de déformation, de contraintes ou de température au sein du matériau usiné et de l'outil. En raison de la complexité des phénomènes intervenant lors d'une opération de coupe, les modèles numériques sont généralement relatifs à la coupe orthogonale à copeau continu.

Modèles numériques Lagrangiens : Les premiers modèles numériques de la coupe se referaient à des résultats issus de modèles analytiques. Shirakashi et Usui [1] présentent un modèle de coupe orthogonale elasto-plastique dans lequel la géométrie et les vitesses sont supposées connues.

L'idée d'une approche elasto-plastique a été reprise par Iwata et al [2] dans un modèle numérique stationnaire négligeant les effets thermiques. Dans cette approche, les résultats sont obtenus par un processus itératif prenant en compte le champ des contraintes et la géométrie du copeau par référence à une solution supposée connue.

Strenkowski et Carrol [3] présentent un modèle où l'outil et le matériau sont discrétisés par éléments finis. Ce modèle est relatif à la fois à l'état transitoire et au régime permanent, il est le premier à utiliser une approche du type Lagrange réactualisé et permet de simuler le processus de coupe depuis l'entrée de l'outil dans la matière jusqu'à l'établissement du régime permanent. L'un des inconvénients de cette approche est que le temps de calcul est relativement long du fait que d'une part l'outil doit pénétrer suffisamment la matière, et que d'autre part le maillage doit être suffisamment raffiné

A partir des années 90, les modèles de coupe ont évolué notablement, on s'est alors attaché à la prise en compte du frottement outil-copeau, de l'écoulement du matériau et de l'usure de l'outil. C'est le cas par exemple du modèle proposé par Albert J. Shih [4] qui prend en considération l'effet de l'angle de coupe sur le modèle. Une approche du type Eulérienne et Lagrangienne est considérée afin de simuler entièrement le processus de

coupe. Il est intéressant de noter qu'en prenant les mêmes conditions sur la pièce usinée, le régime stationnaire continu ne peut être atteint avec un angle de coupe de -5° .

Certains auteurs se sont attachés à développer des modèles numériques dédiés à l'étude du comportement de l'outil de coupe. C'est le cas de Marusich et Al [5] qui ont développé un modèle numérique de coupe orthogonale discontinu incluant l'endommagement et la propagation de fissures dans le matériau usiné. Le modèle présent utilise un algorithme de remaillage auto-adaptatif pour pallier la distorsion des éléments. Les principales originalités de ce modèle viennent du fait qu'il inclut à la fois une loi de comportement plastique avec adoucissement thermique, la conduction thermique et un algorithme de contact entre deux maillages, le remaillage auto-adaptatif associé à un calcul de fissuration. Bien que le concept développé inclut un algorithme de gestion entre deux maillages, il semble que dans le modèle présenté, l'outil ne soit discrétisé par éléments finis, d'où le manque des résultats tels que la distribution de température ou les déformations au niveau de l'outil.

Modèles numériques Eulériens : Dans le cas d'un modèle stationnaire de coupe continue, on peut être amené à utiliser une représentation Eulérienne des mouvements. En comparaison avec une approche du type Lagrangienne classique, les problèmes liés aux fortes distorsions du maillage ou à la séparation des nœuds en points d'outil n'ont plus lieu d'être considérés avec une approche Eulérienne. L'inconvénient majeur d'une telle approche réside dans la difficulté de traitement des surfaces libres du modèle ; la géométrie finale doit être connue à l'avance ou le modèle doit comporter un algorithme de réactualisation des surfaces libres au cours de calcul.

Introduite par Zienkiewicz dans un modèle numérique de forgeage, la méthode a été étendue à la coupe des métaux par Strenkowski et Moon [6] avec un modèle présentant un schéma itératif de traitement des surfaces libres. Dans ce modèle, le maillage est fixe, et le matériau s'écoule à travers lui à la manière d'un liquide dans une conduite rigide. La comparaison des résultats numériques avec des essais d'usinage présente un bon niveau de corrélation permettant de valider la méthode.

Formulation Eulero-Lagrangien-Arbitraire : L'utilisation d'une approche de ce type offre l'opportunité de combiner les avantages des deux descriptions classiques au sein d'un modèle. La dissociation entre l'évolution du maillage et de la matière permet de pallier à la fois les distorsions et de se passer d'un critère de séparation des nœuds en pointe d'outil ou d'un algorithme de remaillage rencontré en formulation Lagrangienne.

Rakotomalala et Al [30] présentent un modèle numérique de coupe orthogonale stationnaire basé sur une telle approche. Dans ce modèle, la pièce est discrétisée selon une méthode mixte éléments finis et volumes finis, l'outil est représenté par un mur rigide. Le

modèle prend en compte une loi de comportement de type Johnson-Cook et une loi de contact de Coulomb avec génération de chaleur due au frottement.

3- Formulation du problème

L'approche Eulérienne consiste à calculer les contraintes et les déformations dans le matériau, tout en considérant qu'on est déjà au régime permanent. Or, cela nécessite la connaissance préalable d'un domaine qui sera en première itération celui d'Oxley. Ce modèle sera corrigé par la suite par une nouvelle méthode de réactualisation des surfaces libres.

Le calcul de la solution sera réalisé en utilisant le théorème des travaux virtuels.

3.1- théorème des travaux virtuels (TTV)

En appliquant le TTV sur la coupe orthogonale des métaux, une équation thermo-élastique-plastique se dérive :

$$\int_{\Omega} [\varepsilon]^T \cdot [\sigma] \cdot dM = \int_{\partial\Omega_1} \vec{a}_f \cdot \vec{\sigma} \cdot \vec{n} \cdot dS + \int_{\partial\Omega_2} \vec{a} \cdot \vec{\sigma} \cdot \vec{n} \cdot dS$$

avec :

σ le tenseur des contraintes définit par

$$\sigma = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} \\ \tau_{xy} & \sigma_y \end{bmatrix}$$

→

a_f le vecteur déplacement définit sur une frontière de Dirichlet

→

n représente le vecteur unitaire de la normale à la surface, partant de l'intérieur vers l'extérieur.

Quand les contraintes dans le métal sont supérieures à la limite élastique, des déformations plastiques prennent lieu. A cause de ces déformations et du frottement outil-copeau, il y a existence d'une consommation d'énergie qui se transforme largement en chaleur, ce qui augmente la température de la pièce. Et par suite des contraintes thermiques auront lieu dues au changement de température dans la pièce. Et donc les déformations totales peuvent être écrites comme suit :

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p + \varepsilon_t$$

les contraintes se lient avec les déformations par la relation suivante :

$$\{\sigma\} = [D_{ep}] \otimes \{\varepsilon\}$$

$$\text{avec : } [D_{ep}] = [D] - \frac{[D] \left\{ \frac{\partial F}{\partial \sigma} \right\} \left\{ \frac{\partial F}{\partial \sigma} \right\}^T [D]}{A + \left\{ \frac{\partial F}{\partial \sigma} \right\}^T [D] \left\{ \frac{\partial F}{\partial \sigma} \right\}}$$

La matrice D_{ep} est la matrice elasto-plastique, et est fonction des contraintes dans le matériau.

La forme la plus usuelle du critère F est celui de Huber-Von-Mises qui s'écrit sous la forme suivante :

$$F = \left[\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \cdot \sigma_y + 3\tau_{xy}^2 \right]^{1/2} - \sigma_m = \bar{\sigma} - \sigma_m$$

Avec $\bar{\sigma}$ est nommé contrainte totale effective et σ_m est la contrainte d'écoulement obtenue à partir d'essais unis-axiaux.

Si on différentie la relation de la surface d'écoulement F, on obtient :

$$\frac{\partial F}{\partial \sigma_x} = \frac{1}{\bar{\sigma}} \left(\sigma_x - \frac{\sigma_y}{2} \right), \quad \frac{\partial F}{\partial \sigma_y} = \frac{1}{\bar{\sigma}} \left(\sigma_y - \frac{\sigma_x}{2} \right), \quad \frac{\partial F}{\partial \tau_{xy}} = \frac{3\tau_{xy}}{\bar{\sigma}}$$

$$\text{et } A = - \left\{ \frac{\partial F}{\partial \sigma_m} \right\} \sigma^T \left\{ \frac{\partial F}{\partial \sigma} \right\}$$

3.2- Flux thermique

Une grande partie de l'énergie fournie pour créer un copeau est transformée en chaleur, et la rapidité du processus est telle que les phénomènes de convection dans la matière usinée ont une importance minime (une grande majorité des modèles d'usinage sont formulés à partir des conditions adiabatiques). On démontre trois principales zones de générations de chaleur [7] :

- La zone de cisaillement primaire (zone 1 de la **figure 2**) où la chaleur produite résulte des phénomènes de dissipation.
- La zone de cisaillement secondaire (zone 2 de la **figure 2**) pour laquelle on est confronté à la superposition des phénomènes de dissipation et de frottement.
- La zone d'écrouissage de la surface usinée doublée d'une zone de frottement de la face en dépeuille de l'outil sur la pièce.

On démontre que le gradient de température dans l'outil peut atteindre 200°C/mm [7].

Dans ces conditions, il est très délicat de définir une notion de température de coupe, si bien qu'en général, on prend une valeur moyenne du champ thermique d'une zone particulièrement sollicitée telle que l'interface outil-copeau. C'est ce que l'on adopte généralement dans les modèles de coupe analytique. Dans le cas des simulations numériques, le degré de finesse du champ thermique est particulièrement lié à la finesse du maillage.

Le processus de propagation de la chaleur pendant la coupe orthogonale est gouverné par l'équation de Laplace dont la formulation s'écrit comme suit :

$$\lambda \cdot \text{div}(\vec{\text{grad}}(T)) - \rho \cdot C_p \cdot \vec{\text{grad}}(v) \cdot \vec{\text{grad}}(T) + \dot{q} = 0$$

Avec λ est le coefficient de Fourier, ρ la masse volumique du matériau, C_p sa chaleur spécifique, T la température et \dot{q} est une source volumique interne de chaleur. Le premier terme de l'équation représente le flux de la température dans le domaine. Alors que le second terme représente la dissipation de la chaleur

provoquée par la vitesse relative du matériau, d'où l'explication du signe négatif. Notons que les paramètres λ , ρ et C_p induisent une influence assez considérable, en fonction du type de matériau, sur la distribution maximale possible de température. L'augmentation de la température au cours de l'usinage doit son origine à deux sources thermiques : \dot{q}_f issue du frottement sur l'interface outil/copeau et \dot{q}_p issue du travail de la déformation plastique sur le métal. La partie thermique apportée par \dot{q}_p est calculée par l'expression :

$$\Delta T_{Ap} = \frac{\eta \cdot \sigma_{AB} \cdot \bar{\epsilon}_{AB}}{\rho \cdot C_p}$$

Avec η un facteur compris entre 0,85 et 0,95 ;

Quand à \dot{q}_f , elle sera calculée, sur l'interface de contact Y entre l'outil et le copeau, par :

$$\dot{q}_f = \tau_{xy} \cdot v_{copeau} \cdot Y \cdot \varpi$$

Avec τ_{xy} est la contrainte de cisaillement maximale sur le plan d'Oxley.

v_{copeau} est la vitesse du copeau

Y la longueur de contact entre outil et copeau

ϖ l'épaisseur de coupe.

3.3- Conditions aux limites

Les conditions aux limites thermiques et mécaniques sont représentés sur les figure ci-dessous :

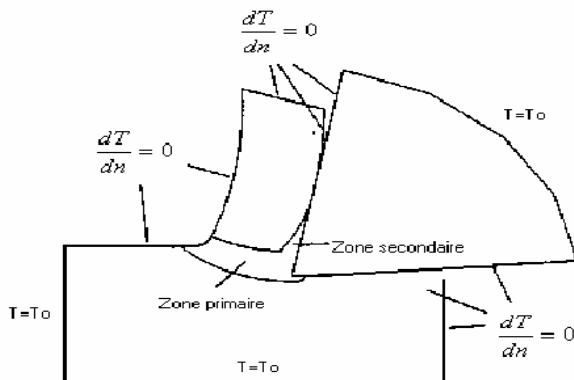


Figure 3 (Condition aux Limites Thermiques)

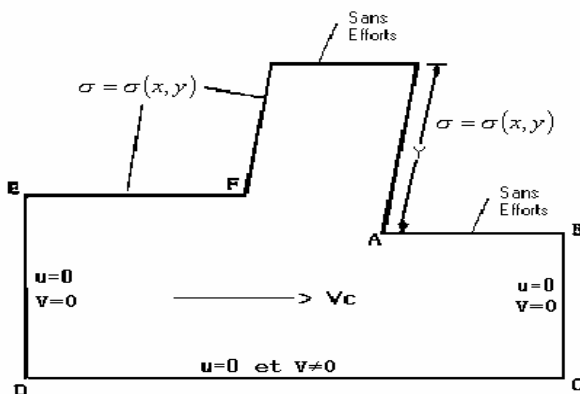


Figure 4 (Condition aux Limites Mécaniques)

4- Approche numérique

Dans l'approche numérique on donnera la démarche de l'analyse adoptée et on représentera le problème sous sa forme discrète.

4.1- Démarche de l'analyse

Le principe de la correction du domaine s'exprime schématiquement par la figure suivante. Le segment en bas représente la position initiale du plan de cisaillement maximale, qui après tout calcul fait, changera son emplacement vers une autre position au-dessus de la première, ce qui cause un déplacement de l'extrémité gauche du copeau vers l'extrémité droite dont le résultat induira un rétrécissement du domaine actuel.

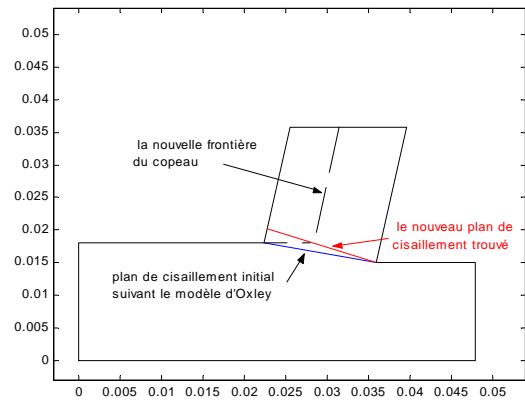


Figure 5 (correction du domaine)

L'algorithme de résolution de cette correction se résume par le schéma explicatif suivant. On démarre la modélisation en partant du modèle d'Oxley comme étant le domaine initial. On procède par le calcul de la solution linéaire qui sera introduite comme première itération dans la boucle du non linéaire. Les résultats obtenus seront utilisés afin de trouver l'emplacement du nouveau plan de cisaillement maximal. Suite à la nouvelle position trouvée on changera le modèle actuel et on redémarre le calcul.

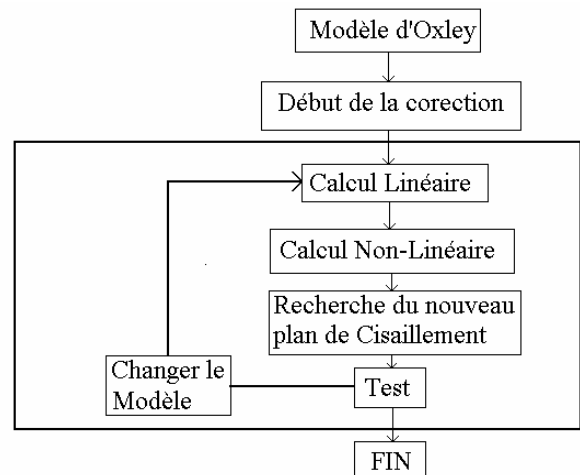


Figure 6 (algorithme de correction)

4.2- Modèle d'Oxley

Les figures 5 et 6 représentent le modèle d'Oxley et les efforts associés. Soient s et s' respectivement l'épaisseur de coupe et du copeau, ϕ l'angle du plan de cisaillement maximal AB, μ l'angle de frottement, γ l'angle de coupe, θ l'angle entre F_S et R , σ_{AB} la contrainte de rupture du matériau, R et N les efforts normal et tangentiel sur l'interface outil/copeau, F_N et F_S les efforts de coupe normal et tangentiel au plan de cisaillement AB et enfin, F_c et F_t les efforts de coupe normal et tangentiel au plan de la pièce. On peut alors démontrer les relations suivantes [8]:

$$s' = \frac{s \cdot \cos(\phi - \gamma)}{\sin \phi}$$

$$F_c = R \cdot \cos(\mu - \gamma)$$

$$F_t = R \cdot \sin(\mu - \gamma)$$

$$T = R \cdot \sin \mu$$

$$N = R \cdot \cos \mu$$

$$R = \frac{F_S}{\cos \theta} = \frac{\sigma_{AB} \cdot s \cdot \bar{w}}{\sin \phi \cdot \cos \theta}$$

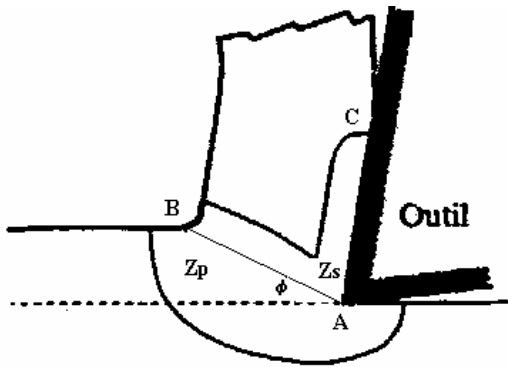


Figure 7 (Modèle thermomécanique d'Oxley)

Le modèle prend en compte une représentation de la rhéologie du matériau usiné de la forme :

$$\sigma = A_0(T, \dot{\varepsilon}) \cdot \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{1000} \right)^a \cdot \varepsilon^n$$

avec

T : température, K [$T = 293 \sim 970$]

$\dot{\varepsilon}$: vitesse de déformation, s^{-1} [$\dot{\varepsilon} = 10^{-3} \sim 10^4 s^{-1}$]

ε : taux de déformation mm/mm [$\varepsilon = 0,05 \sim 2$ mm/mm]

σ : contrainte d'écoulement, MPa

L'angle θ est calculé comme étant la solution du système :

$$\tan \theta = 1 + 2 \cdot \left(\frac{\pi}{4} - \phi \right) - C \cdot n$$

$$\phi = \theta - \lambda + \gamma$$

La constante C caractérise le matériau et n est l'indice du matériau présent dans la loi du comportement rhéologique.

La longueur de contact entre l'outil et le copeau est obtenue en écrivant l'égalité des moments par rapport à la pointe de l'outil :

$$Y = s \cdot \frac{\cos \theta}{\cos \mu \cdot \sin \phi} \cdot \left[1 + 2 \cdot \left(\frac{\pi}{4} - \phi \right) - \frac{2}{3} \cdot C \cdot n \right]$$

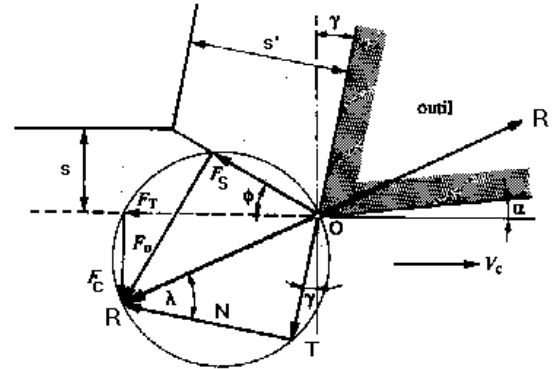


Figure 8 (Schéma des efforts du modèle d'Oxley)

4.3- discrétisation et maillage

La relation liant les déformations ε , au vecteur de déplacement \vec{a} s'écrit sous la forme matricielle :

$$\varepsilon = \begin{bmatrix} \frac{\delta}{\delta x} & 0 \\ 0 & \frac{\delta}{\delta y} \\ \frac{\delta}{\delta y} & \frac{\delta}{\delta x} \end{bmatrix} * \begin{bmatrix} u \\ v \end{bmatrix} = L * V$$

Les déformations sont donc les dérivées partielles des déplacements.

Les contraintes sont directement liées aux déformations, soit par une relation linéaire soit par une relation non linéaire. Puisqu'on s'intéresse à savoir la valeur des contraintes dans le matériau, et afin d'assurer une continuité du flux des contraintes entre deux éléments voisins, il serait inévitable de prendre les fonctions de déplacements comme étant des fonctions polynomiales du second ordre en x et y .

$$\begin{cases} u = \alpha_1 + \alpha_2 \cdot x + \alpha_3 \cdot y + \alpha_4 \cdot x \cdot y + \alpha_5 \cdot x^2 + \alpha_6 \cdot y^2 \\ v = \alpha_7 + \alpha_8 \cdot x + \alpha_9 \cdot y + \alpha_{10} \cdot x \cdot y + \alpha_{11} \cdot x^2 + \alpha_{12} \cdot y^2 \end{cases}$$

ou

$$V = [XY] * \alpha$$

les constantes α_i sont déterminées par le système de 12 équations à 12 inconnues suivant :

$$\alpha = (MCE)^{-1} * a^e$$

avec : MCE (Matrice de Coordonnées de L'Elément) est une matrice carrée fonction des coordonnées x et y des nœuds de l'élément.

et a^e est le vecteur des déplacements nodaux.

D'où

$$V = [XY] * (MCE)^{-1} * a^e$$

et

$$\varepsilon = L * V = L * ([XY] * (MCE)^{-1} * a^e)$$

Et donc on peut écrire :

$$\varepsilon = B \cdot a$$

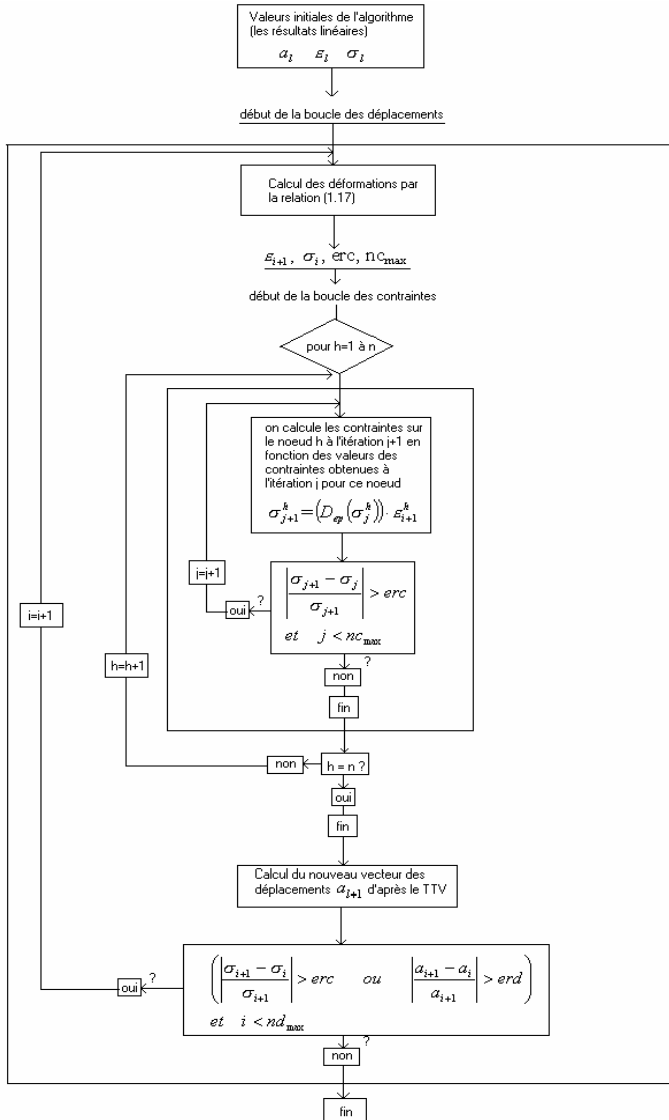


Figure 9 (diagramme de résolution non linéaire)

Le tenseur des contraintes sur un élément peut être décomposé suivant la normale et la tangente tel que :

$$\sigma \cdot \vec{n} = P_n \cdot \vec{n} + P_t \cdot \vec{t}$$

donc Le théorème des travaux virtuels sous sa forme numérique s'écrit comme suit :

$$\sum_e \int_{\Omega_e} B^T \cdot [\sigma] \cdot dS = \sum_e \sqrt{1+(h')^2} \cdot \frac{1}{2} (x_2 - x_1) \cdot P$$

où :

h' est la pente de la tangente sur l'élément de frontière

$$P = \begin{bmatrix} P_n(1) \cos(\alpha) - P_t(1) \sin(\alpha) \\ P_n(1) \sin(\alpha) + P_t(1) \cos(\alpha) \\ P_n(2) \cos(\alpha) - P_t(2) \sin(\alpha) \\ P_n(2) \sin(\alpha) + P_t(2) \cos(\alpha) \end{bmatrix}$$

Puisqu'on travaille dans le domaine plastique du matériau, les contraintes forment une relation non linéaire avec les déformations de la forme :

$$\sigma = Dep * \varepsilon$$

Et par suite l'équation du TTV devient :

$$\left(\sum_e \int_{\Omega_e} B^T \cdot D_{ep} \cdot B \cdot dS \right) \cdot a = \sum_e \sqrt{1+(h')^2} \cdot \frac{1}{2} (x_2 - x_1) \cdot P$$

La non linéarité réside entièrement dans la matrice Dep, qui est fonction des contraintes dans le métal, et donc la résolution de ce formalisme par une méthode numérique nécessite une première itération judicieusement choisie, qui sera la solution linéaire d'un matériau supposé parfaitement élastique.

la résolution numérique non linéaire de cette équation se résume dans le diagramme de la figure 9.

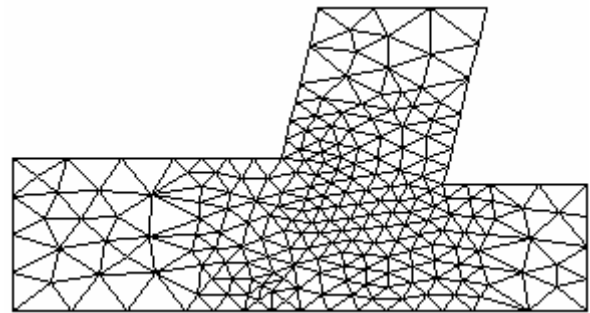


Figure 10 (maillage adaptatif du domaine)

5- Solution Numérique

Les solutions obtenues sur le modèle d'Oxley sont représentées ci-contre :

La figure 11 révèle bien le plan de cisaillement indiqué par le modèle d'Oxley, elle fait figurer l'arrachement du matériau dans cette région. Les contraintes de cisaillements maximales sont situées dans les zones 1,2 et 3 (se référer à la figure 2). Ces contraintes ne sont pas seulement situées dans un plan mais dans une région. Ce résultat sera utilisé pour modifiera le modèle d'Oxley vers un autre plus proche de la réalité.

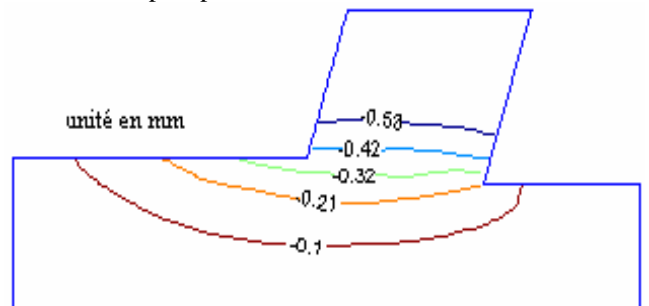


Figure 7 (déplacement u suivant l'axe des x)

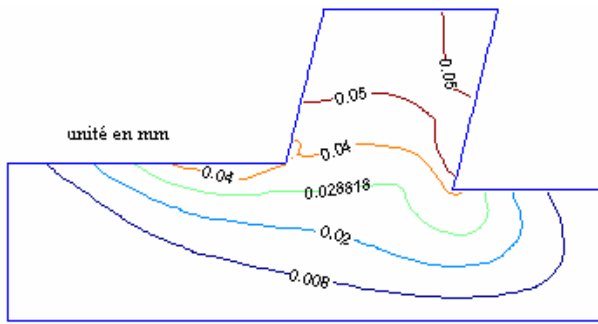


Figure 8 (déplacement v suivant l'axe des y)

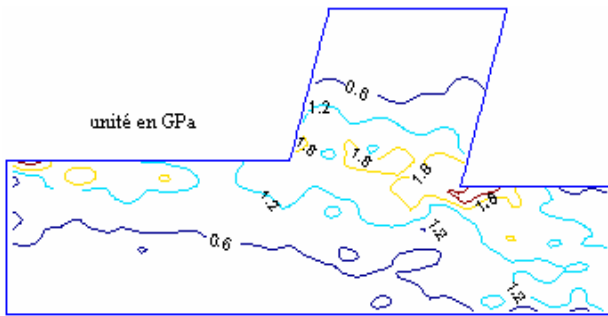


Figure 9 (contraintes effectives)

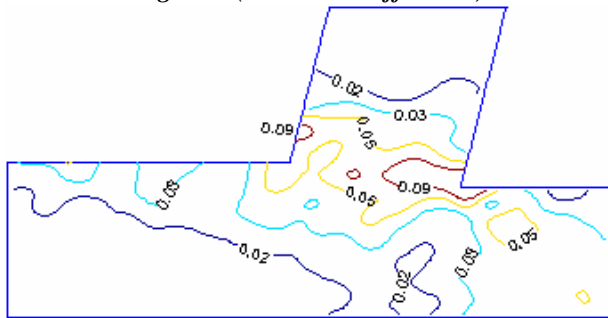


Figure 10 (déformations effectives)

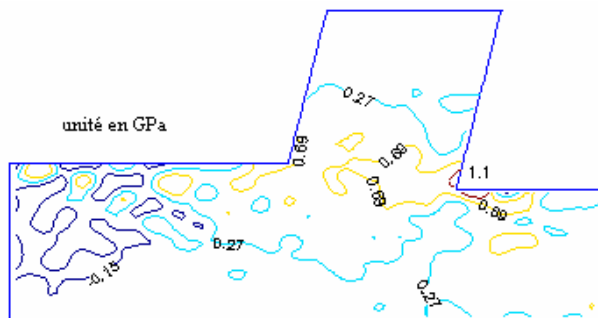


Figure 11 (contraintes de cisaillements)

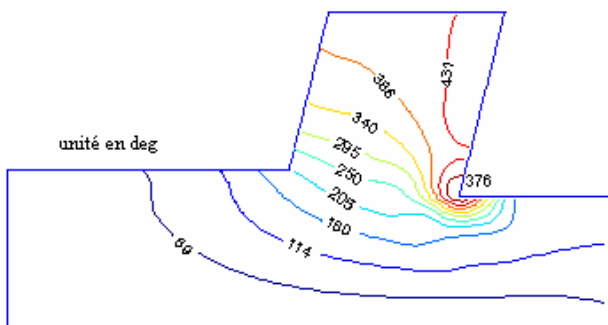


Figure 12 (température)

le domaine final obtenu après 8 itérations est représenté ci contre :

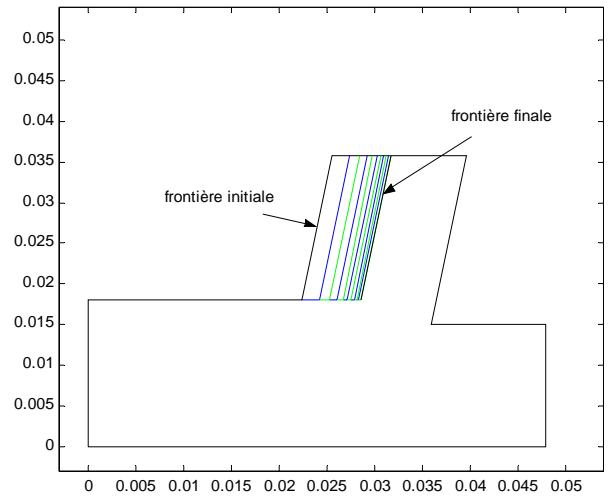


Figure 13 (correction du domaine)

la solution sur le domaine finale est représentée sur les figures suivantes :

La **figure 15** représente les déplacements u (suivant l'axe des x) : On remarque que les plus grandes valeurs sont celles situées sur la partie supérieure du copeau, là où le copeau commence à tourner vers lui-même, n'ayant plus d'intersection avec l'outil. Tous les déplacements u sont négatifs sauf derrière l'outil où on a encore un simple effet de traction.

La **figure 16** représente les déplacements v (suivant l'axe des y) : on remarque, d'après les contours, l'effet de l'arrachement sur la pièce. Les plus grandes valeurs des déplacements v prennent lieu dans la zone d'intersection entre outil et copeau. Tous ces déplacements sont positifs, ils commencent d'une valeur nulle aux extrémités inférieures de la pièce et se termine sur leur valeur maximale dans le copeau. On remarque aussi la ligne de contour sur le plan de cisaillement indiquant la fissure de la pièce.

La **figure 17** représente les contraintes effectives de Von-Misses: Les plus grandes contraintes se produisent dans les zones d'arrachement 1,2 et dans 3 (se référer à la figure 2). Dans la zone 3 la valeur de la contrainte est presque le double de la valeur de rupture du matériau, ce qui nous indique un arrachement certain dans cette région donc des déformations plastiques ont lieu. Tandis que pour les régions éloignées de la zone d'arrachement les contraintes ont une valeur inférieure à la contrainte seuil de plasticité.

La **figure 18** représente les déformations effectives : les contours indiquent que les grandes déformations se produisent autour du plan de cisaillement.

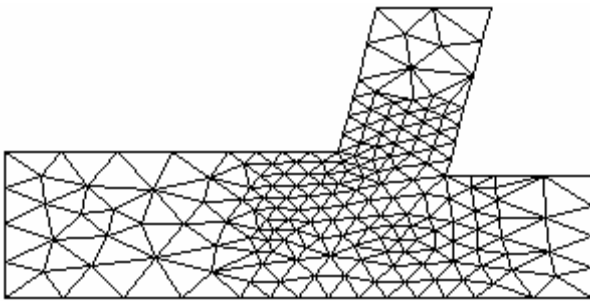


Figure 14 (maillage adaptatif du domaine final)

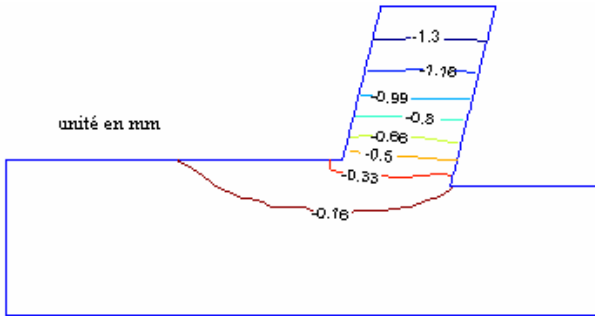


Figure 15 (déplacement u suivant l'axe des x)

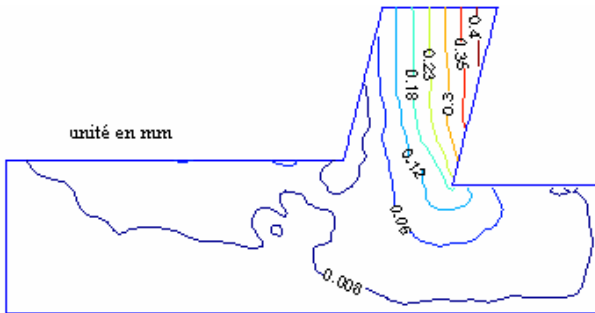


Figure 16 (déplacement v suivant l'axe des y)



Figure 17 (contraintes effectives)

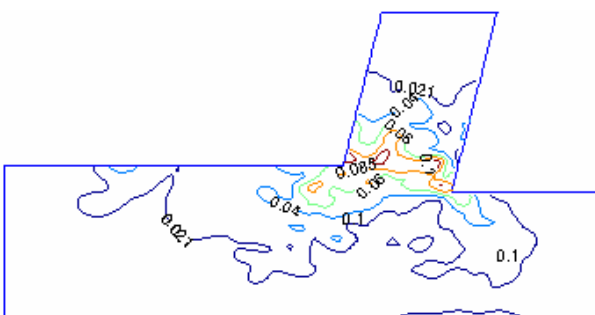


Figure 18 (déformations effectives)

Conclusion

Publications

[1] T.Shirikashi, E.Usui : *Simulation analysis of orthogonal metal cutting mechanism*. Proceedings of the International Conference on Production Engineering. pp 535-540, 1974.

[2] K. Iwata, K. Osakada, Y. Terasaka : *Process modeling of orthogonal cutting by the rigid-plastic finite element method*. Transactions of the ASME, vol. 106, pp 132-138, 1984.

[3] J.S. Strenkowski, J.T. Carrol : *A finite element model for orthogonal metal cutting*. Journal of Engineering for Industry. Vol. 107, pp349-354, 1985.

[4] Albert J.Shih : *finite analysis of the rake angle effects in orthogonal metal cutting*. Process engineering center. Vol,38, No,1,pp 1-17, 1996

[5] T.D. Marusich, M. Ortiz : *Modeling and simulation of high-speed machining*. Int. Jour. for Num. Methods in Eng., vol. 38, pp 3675-3694, 1995.

[6] J.S. Strenkowski, J.T. Carrol : *A finite element model for orthogonal metal cutting*. ASME, Journal of Engineering for Industry, vol. 107, pp313-318, 1990.

[7] S.Y.Lin, Z.C.Lin : *A coupled finite element Model of Thermo-Elastic-Plastic large deformation for othogonal cutting*. Deprtemet of mechanical engineering. Vol 114, April 1992.

[8] P.L.B.Oxley : *Mechanics of metal cutting for a material of variable flow stress*. College of sciences and technology, England. Vol 339, November 1963

[9] Wei-Yang Lu, O.W. Dillon : *thermo-viscoplastic modeling of machining process using a mixed Finite Element method*. University of Kentucky. Vol 118, November 1996

[10] Mechanical Engineering design, First Metric Edition, Joseph Edward Shigley, Professor Emeritus, Michigan University.

[11] Exercices et problèmes corrigés de Mécanique des Systèmes et des milieux déformables, Luc Chevalier, Edition Ellipses.