



REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE
MINISTERE DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR ET DE LA RECHERCHE
SCIENTIFIQUE

UNIVERSITE DE BATNA
FACULTE DE TECHNOLOGIE
DEPARTEMENT DE MECANIQUE

Thèse présentée pour obtenir le grade de Docteur en Sciences

Spécialité : MECANIQUE

Option : ENERGETIQUE

PAR

Farida BENABID

Maitre-assistante à l'Université de Batna

Thème

**ETUDE DES TRANSFERTS THERMIQUES AU COURS D'UNE OPERATION
D'USINAGE, INFLUENCE SUR L'USINAGE A GRANDE VITESSE**

Soutenu publiquement le 09/11/ 2015

Devant le jury composé de:

Dr. Mourad BRIQUA	Pr. à l'Université de Batna	Président
Dr. Hocine BENMOUSSA	Pr. à l'Université de Batna	Rapporteur
Dr. Mekki ASSAS	Pr. à l'Université de Batna	Co-Rapporteur
Dr. Brahim BENMOHAMED	Pr. à l'Université de Batna	Examineur
Dr. Hamza BOUGUETAIA	Pr. à l'Université de Ouargla	Examineur
Dr. Abdelhafid MOUMMI	Pr. à l'Université de Biskra	Examineur
Dr. Mahfoud KADJA	Pr. à l'Université de Constantine	Examineur

Je dédie ce modeste mémoire à:

La mémoire de mon père,

La mémoire de ma sœur FATMA et ma belle sœur Fiala

Ma mère,

Mon mari Mohamed,

Mes enfants : Kaouther, Abdallah, Moncef et Raouf

Mes sœurs : Djamila et Fadila et mes frères : Razik,

Mounir

A Hasna, n'oublions pas surtout Yasmine, Younes, Hakim,

Samir et Tarek

Abdelkhader, Souad, et les petites Julia et Alicia

Toutes mes belles sœurs et frères et leurs enfants, sans exception

A toute la famille

A toutes les amies, mes cousines, mes collègues de travail

A tous ceux qui me sont proches, pour leur fidélité

Farida

Remerciements

*7*out d'abord, je voudrais remercier vivement mon encadreur Pr Benmoussa Hocine, pour son aide, ses encouragements, sa gentillesse et sa patience pendant toute cette période de travail de thèse et surtout d'avoir accepté d'être Rapporteur de cette thèse.

J'adresse mes profonds remerciements à mon co-encadreur, Pr Assas Mekki, pour son aide, ces conseils et sa tolérance que j'ai senti de sa part en lui espérant de tout cœur un bon rétablissement

Comme je remercie Pr Brioua Mourad, qui m'a fait de plus l'honneur de présider le Jury de cette thèse et a contribué par ses nombreuses remarques pour améliorer la qualité de cette thèse, tous mes collègues, les enseignants, enseignantes et chef de département de mécanique

Ma gratitude et mes remerciements sincères au Pr Benmohamed Brahim de l'université de Batna, qui m'avait toujours encouragé pour travailler et finir cette thèse, pour ses suggestions, ses suivis et aussi pour avoir accepté d'être membre de Jury,

J'exprime mes remerciements avec un grand respect au Pr Bouguetaia Hamza de l'université de Ouargla, Pr Moummi Abdelhafid de l'université de Biskra et Pr Kadja Mahfoud de l'université de Constantine, qui ont accepté de venir à Batna pour participer au Jury de soutenance, je les remercie profondément et je leur ai très reconnaissante

Je tiens à remercier de plus particulièrement toutes les enseignantes du département électrotechnique.

En fin, je tiens à remercier grandement l'ensemble des enseignants du département électrotechnique

Benabid Farida

Dédicaces	
Remerciements	
Sommaire	
Listes des figures	
Liste des tableaux	
Notations et symboles	(1)
Introduction générale	(3)
<i>Chapitre I: Théorie de la coupe des métaux</i>	
I1 Introduction à l'usinage à grande vitesse	(8)
I 2 Les conditions d'usinage.....	(10)
I 2 1 Vitesse de coupe V_c	(10)
I 2 2 Vitesse linéaire d'un point en rotation.....	(10)
I 2 3 La vitesse d'avance V_f et avance par tour f	(11)
I 2 4 La vitesse d'avance V_f en tournage et fraisage.....	(11)
I 2 5 Les types d'avances.....	(12)
I 2 6 Profondeur de passe.....	(12)
I 3 Formation du copeau.....	(13)
I 4 Dates importantes sur les principales modélisations analytique de la coupe des métaux.....	(16)
I 5 Modélisation de la coupe des métaux.....	(17)
I 5 1 Modèle de Merchant.....	(17)
I 5 2 Modélisation par la méthode des lignes de glissement.....	(19)
I 5 3 Limites des modèles mécaniques.....	(20)
I 5 4 Modélisations thermomécaniques.....	(21)
I 5 4 1 Modèle d'Oxley.....	(21)
I 5 4 2 Champ de vitesse.....	(21)
I 5 5 Modélisation analytique de la coupe en usinage à grande vitesse, Le modèle de Gilormoni.....	(22)
I 5 5 1 Analyse cinématique.....	(22)
I 5 5 2 Cisaillement primaire.....	(23)
I 5 5 3 Analyse thermique.....	(24)
I 5 5 4 Cisaillement secondaire.....	(25)

I 5 6 Comportement du matériau.....	(27)
I 5 7 Effet des lubrifiants au contact outil/copeau.....	(28)
I 6 Conclusion.....	(28)
Références.....	(29)

Chapitre II Effets thermiques associés à la coupe des métaux

II 1 Introduction.....	(31)
II 2 Importance des effets thermiques.....	(31)
II 3 Température de coupe.....	(33)
II 4 Caractéristique thermique de coupe.....	(33)
II 4 1 Effets de la température de coupe élevée sur l’outil et la pièce.....	(33)
II 5 Détermination de la température de coupe.....	(34)
II 6 Estimation analytique de la température de coupe, θ_s	(35)
II 6 1 Température de coupe moyenne dans la zone de cisaillement, θ_s	(35)
II 6 2 Température moyenne à l’interface outil/copeau, θ_i	(36)
II 7 Méthodes expérimentales pour la détermination de la température de coupe.....	(37)
II 8 Rôle de la variation des paramètres d’usinage en fonction de la température de coupe.....	(37)
II 9 Détermination de la température à l’interface outil-copeau par le modèle de Moufki, Molinari et Dudzinski.....	(38)
II 10 Conséquences de l’élévation de la température de coupe.....	(41)
II 11 Bilan énergétique de la mise en forme, Analyse qualitative des problèmes thermiques, Phénomènes volumiques.....	(42)
II 11 1 Energie effectivement dissipée.....	(42)
II 11 2 Compétition conduction/convection.....	(43)
II 11 3 Couplage thermomécanique.....	(44)
II 11 4 Caractéristiques thermophysiques des alliages métalliques.....	(44)
II 11 5 Conditions aux limites et conséquences.....	(44)
II 11 6 Conséquences de l’évolution thermique après la mise en forme.....	(47)
II 11 7 Couplage thermomécanique fort: cas des déformations à froid.....	(48)
II 12 Phénomènes superficiels.....	(48)
II 12 1 Cas du tournage.....	(49)

II 13 Conclusion1.....	(51)
II 14 Prédiction et Surveillance de la Température de Coupe, Simulation du Procédé de Fraisage de Face, Approche Purement Thermique	(51)
II 14 1 Introduction	(51)
II 14 2 Expérience	(53)
II 14 3 Modèle thermique de la fraise basé sur un circuit équivalent.....	(54)
II 14 4 Analyse de convergence	(56)
II 14 5 Méthode de la résistance interne négligeable modifiée	(57)
II 14 5 1 Analyse des résultats.....	(60)
II 14 5 2 Validité du modèle thermique proposé.....	(60)
II 14 6 Conclusion.....	(61)
Références.....	(63)

Chapitre III Modèles numériques de la coupe des métaux,

III 1 Introduction.....	(65)
III 2 Formulation des modèles.....	(65)
III 2 1 Approche Lagrangienne.....	(65)
III 2 2 Approche Eulérienne.....	(66)
III 2 3 Approche Eulérienne-Lagrangienne Arbitraire (ALE).....	(67)
III 4 Maillage	(68)
III 5 Modèles constitutifs de la coupe des métaux.....	(69)
III 5 1 Modèle d'Oxley.....	(70)
III 5 2 Modèle de Johnson et Cook.....	(70)
III 5 3 Loi de Johnson et Cook modifiée.....	(71)
III 5 4 Modèle de Zerilli et Armstrong.....	(71)
III 6 Modèles du contact et frottement.....	(72)
III 6 1 Constante de Coulomb.....	(72)
III 6 2 Modèle de Tresca.....	(72)
III 6 3 loi de Norton-Hoff.....	(73)
III 7 Critère de séparation de copeau.....	(74)
III 7 1 Critère d'endommagement de Johnson-Cook.....	(75)
III 7 2 Solutions stationnaires.....	(75)
III 7 3 Solutions pour les formations des copeaux continus transitoires.....	(76)

III 8 Codes pour FEM et exploitation.....	(79)
III 9 Conclusion.....	(84)
Références.....	(86)

Chapitre IV Présentation Générale du Modèle et Simulation Numérique de la Coupe des Métaux Par la méthode des éléments finis

Partie I

Approche Lagrangienne-Eulérienne Arbitraire ALE

a) application au procédé de tournage, Coupe de l'acier AISI-1045

IV 1 Introduction.....	(89)
IV 2 Modélisation de l'outil de coupe (corps rigide).....	(89)
IV 3 Modélisation de la pièce à usiner (corps déformable).....	(90)
IV 4 Analyse du transfert de chaleur lors de l'usinage.....	(92)
IV 5 Conditions aux limites: de point de vue thermique.....	(95)
IV 5 1 Modélisation du contact du système outil/pièce.....	(97)
IV 6 Usinabilité de l'acier: Propriétés des conditions d'usinage.....	(97)
IV 7 Types d'éléments et domaine du maillage	(100)
IV 8 Algorithmes pour le type de maillage.....	(101)
IV 9 Résultats de la simulation.....	(103)
IV 10 Conclusion.....	(111)
Références.....	(112)

Chapitre V Résultats et discussions

Partie II

Modélisation et Simulation du Procédé de Fraisage Périphérique de l'aluminium avec une fraise en carbure de tungstène multi-flûtes à 2 dimensions

Par la méthode des éléments finis, Approche Lagrangienne

V Introduction.....	(114)
V11 Présentation du modèle.....	(114)
V 2 Résultats de la simulation.....	(117)
V 3 Les vitesses de coupe	(118)
V 4 Bilan des énergies.....	(119)

V 5 Les forces de coupe	(120)
V 6 Les températures de coupe	(122)
V 7 Les flux de chaleur	(124)
V 8 Distribution de la température sur la surface finie de la pièce	(125)
V 9 Les contraintes résiduelles	(129)
V 10 Formation des copeaux	(132)
Conséquences techniques de l'UGV.....	(136)

Modélisation et Simulation de la Coupe Orthogonale

'Coupe de l'Aluminium avec un Outil en Carbure de Tungstène Monobloc A 2 Dimensions'

Par la méthode des éléments finis, Approche Lagrangienne

P rincipe.....	(137)
VI 1 Présentation du modèle	(138)
VI 2 Présentation de la simulation 1	(138)
VI 2 1 Champs de contraintes pour les vitesses de coupes suivantes	(139)
VI 2 2 Champs de température.....	(139)
VI 2 3 Flux de chaleur	(139)
VI 2 4 Forces de coupe	(140)
VI 2 5 Température de coupe (échauffement de l'outil) et flux de chaleur.....	(140)
VI 3 Présentation des courbes de la simulation 1, 2, 3 (voir liste des figures).....	(141)
V 4 Discussions des résultats.....	(153)
V 5 Conclusion et Perspectives.....	(155)
Références.....	(156)
Conclusion générale.....	(157)
Annexe.....	(160)
Tableau des Caractéristiques des différents matériaux pour lesquels les outils sont réalisés	

I

Figure (I-1) exemples de pièces usinées (a) Secteur ferroviaire et
 (b) Secteur robotique et (c) secteur de l'armement.....(8)

Figure (I-2) Présentation des différentes faces et de l'outil
 dans une opération de tournage[1].....(9)

Figure (I-3) Les mouvements de coupe.....(10)

Figure (I-4) Vitesse de coupe en tournage[2].....(10)

Figure (I-5) Vitesse de coupe en fraisage[2].....(11)

Figure (I-6) L'avance f dans le cas de tournage.....(11)

Figure (I-7) Différents types d'avances.....(12)

Figure (I-8) Profondeur de passe[2].....(13)

Figure (I-9) Illustrations a) modèle du processus de formation du copeau,
 b) illustrations détaillées de formation des copeaux par différentes techniques de coupe[4].....(14)

Figure (I-10) Copeaux simples: (a) discontinu, (b) continu,
 (c) continu avec arête rapportée BUE. (Source: Childs, et al. 2000)[5]..... (14)

Figure (I-11) Paramètres géométriques de l'outil de coupe[6].....(15)

Figure (I-12) Modèle de déformation plane proposé par Mallock en 1881[7].....(15)

Figure (I-13) Zones de cisaillement en usinage, image réalisée par Trent et Wright[3].....(16)

Figure (I-14) a) Géométrie du modèle de Merchant, b) Efforts de coupe.....(17)

Figure (I-16) Réseaux de lignes de glissement possible pour la coupe d'un corps RPP[12].....(20)

Figure (I -17) Photo-Micrographie montrant l'écoulement du métal
 dans les zones de déformations[15].....(21)

Figure (I-18) Observations typiques de la déformation plastique dans
 la zone de cisaillement faites par Stevenson et Oxley[14].....(22)

Figure (I-19) Cinématique simplifiée de la formation du copeau[16].....(23)

Figure (I-20) Fraction de la chaleur produite par cisaillement
 primaire passant dans la pièce[8].....(25)

Figure (I-21) Profil de température dans le copeau[16].....(27)

Figure (I-22) Fonctions définissant la température moyenne
 à l'interface et dans le cisaillement Secondaire avec le modèle de deux paraboles[14].....(27)

II

Figure (II-1) Origine de la chaleur produite.....(32)

Figure (II-2) Partage de la chaleur évacuée entre outil/pièce/copeau.....(32)

Figure (II-3) Température moyenne dans le copeau en fonction
 de l'avance et la vitesse de coupe [9].....(35)

Figure (II-3') Paramètres ayant une influence sur la température de coupe.....(37)

Figure (II-4) Une vue schématique des conditions aux limites utilisées pour la résolution du problème thermique du copeau.....	(39)
Figure (II-5) Loi de frottement pour le couple outil/pièce.....	(43)
Figure (II-6) Contact imparfait entre deux solides.....	(46)
Figure (II-7) Résistance de contact entre quelques matériaux En fonction de la pression de contact[15].....	(47)
Figure (II-8) Modèle de Merchant[13].....	(49)
Figure (II-9) Source de chaleur mobile pour le fraisage périphérique[7].....	(54)
Figure (II-10) Circuit thermique équivalent de la fraise cylindrique.....	(55)
Figure (II-11) Convergence de la résistance équivalente de la fraise pendant le refroidissement.....	(56)
Figure (II-12) Résistance Equivalente de la fraise Durant le refroidissement pour trois vitesses de coupe.....	(57)
Figure (II-13) Conduction transitoire à une dimension d'un disque infinitésimal avec convection et rayonnement.....	(58)
Figure (II-14) Résultat de calcul de la température de coupe par une méthode inverse.....	(60)

III

Figure (III-1) Description de Lagrange.....	(66)
Figure (III-2) Description d'Euler.....	(66)
Figure (III-3) Conditions aux limites Lagrangienne et Eulérienne dans ALE[2].....	(68)
Figure (III-4) Raffinement: (a) maille locale initiale, (b) réduction de la taille de l'élément[3].....	(69)
Figure (III-5) Lissage: (a) maille locale initiale, (b) Réallocation des nœuds[4].....	(69)
Figure (III-6) Séparation géométrique[4].....	(74)
Figure (III-7) Courbe contrainte-déformation jusqu'à la rupture pour un chargement monotone[28]	(75)
Figure (III-8) Modèle développé par Strenkowski et Carroll.....	(76)
Figure (III-9) Estimation des copeaux pour différentes arêtes de coupe par Strenkowski et Carroll[15].....	(77)
Figure (III-10) Remaillage utilisé par Ceretti, Lucchi et Altan[16].....	(78)
Figure (III-11) Simulation numérique du fraisage en 2, 3D[18].....	(78)
Figure (III-12) Détermination expérimentale de la loi d'endommagement[17].....	(79)
Figure (III-13) Simulation avec le code DEFORM en 3D[23].....	(80)
Figure (III-14) Champs de température avec Abaqus Implicit[22].....	(81)

Figure (III-15) Simulation de la coupe orthogonale par ABAQUS Explicit, Formation du copeau utilisant (a) modèle de Johnson Cook et (b) modèle de durcissement isotropique[25].....	(81)
Figure (III-16) Modélisation par : AdvantEdge, (a) tournage, (b) 3D tournage,perçage,fraisage cylindrique[27].....	(82)
Figure (III-17) géométries des copeaux à partir de trois codes commerciaux à arête de coupe 20° MSC.Marc (m=0.7), ($\mu = 0.5$) (b) Deform2D (m=0.7), (c) Thirdwave AdvantEdge[22].....	(83)
Figure (III-18) Simulation de la coupe des métaux avec Ls-Dyna[(Source : Ambati 2008).....	(84)
IV	
Figure (IV-1) Figure (IV-1) Modèle numérique dans le cas du procédé de tournage.....	(89)
Figure (IV-2) Maillage initial de l'outil de coupe.....	(90)
Figure (IV-3) Maillage de la pièce à usiner.....	(92)
Figure (IV-4) Vue de la pièce après usinage.....	(92)
Figure (IV-5) Première et seconde zones de déformations.....	(93)
Figure (IV-6) Prédiction et validation expérimentale à l'aide des thermocouples en coupe orthogonale des phénomènes thermiques à l'interface outil/copeau[4].....	(93)
Figure (IV-7) Variation de la conductivité thermique de l'acier En fonction de la température[7].....	(96)
Figure (IV-8) Variation du coefficient de dilatation linéique de l'acier En fonction de la température[7].....	(96)
Figure (IV-9) Variation de la chaleur spécifique de l'acier En fonction de la température[7].....	(97)
Figure (IV-10) Conditions aux limites de mouvement.....	(98)
Figure (IV-11) Conditions aux limites thermiques (a) cas adiabatique (b) échange de chaleur par convection avec l'environnement.....	(99)
Figure (IV-12) Méthode appliquée pour le contact mécanique outil / pièce.....	(100)
Figure (IV-13) Types d'éléments pour le maillage de la pièce à usine[8].....	(100)
Figure (IV-14) Algorithmes disponibles pour la technique de maillage libre[3].....	(101)
Figure (IV-15) Technique structurée[3].....	(102)
Figure (IV-16) Algorithme de résolution pour un problème thermique par un schéma d'intégration explicite[10].....	(103)
Figure (IV-17) Distribution de la température pour l'angle de coupe (-10°).....	(104)
Figure (IV-18) Distribution du flux de chaleur pour l'angle de coupe (-10°).....	(104)

Figure (IV-19) Distribution de la température pour l'angle de coupe (0°).....	(105)
Figure (IV-20) Distribution du flux pour l'angle de coupe (0°).....	(105)
Figure (IV-21) Distribution de la température pour l'angle de coupe ($+10^\circ$).....	(106)
Figure (IV-22) Distribution du flux de chaleur pour l'angle de coupe ($+10^\circ$).....	(106)
Figure (IV-23) Distribution de la température, comparaison pour différentes vitesses de coupe.....	(106)
Figure (IV-24) Variation des contraintes avec l'angle de coupe ($-10^\circ, 0^\circ, 10^\circ$).....	(107)
Figure (IV-25) Température et flux de chaleur durant la coupe de l'acier 1045.....	(107)
Figure (IV-26) Evolution des énergies de déformation avec différents angles de coupe($-10^\circ, 0^\circ, 10^\circ$).....	(108)
Figure (IV-27) Echauffement des faces de coupe (a) adiabatique, (b) non adiabatique.....	(108)
Figure (IV-28) Energie de déformation (a) adiabatique, (b) non adiabatique.....	(109)
Figure (IV-29) Distribution de la température et morphologie du copeau (a) Lagrangienne et (b) ALE.....	(109)
Figure (IV-30) Contraintes de Von-Mises en fonction des déformations Lagrangienne et (b) ALE	(110)

V

Figure (V-1) Modèle en 3D du fraisage périphérique en opposition à quatre flûtes.....	(114)
Figure (V-2) Exemple du fraisage périphérique en 2 dimensions.....	(116)
Figure (V-3) Modèle du fraisage périphérique à 4 flûtes.....	(116)
Figure (V-4) Maillage initial du système piece/fraise.....	(117)
Figure (V-5) Champs de contraintes équivalentes de Von Mises (frame 15).....	(117)
Figure (V-6) Champs de températures pendant 2stades de simulation (frame 15, frame 20).....	(118)
Figure (V-7) Flux de chaleur par unité de surface a) résultant, b) composante suivant Y(frame 15).....	(118)
Figure (V-8) Allure de la vitesse de coupe en fonction du temps.....	(119)
Figure (V-9) Evolution de l'énergie totale et l'énergie de déformation pour le fraisage périphérique.....	(120)
Figure (V-10) Evolution de l'énergie cinétique et l'énergie interne dans le cas du fraisage périphérique.....	(120)
Figure (V-11) Forces de coupe en fonction de temps pour une fraise de 4 flûtes.....	(121)
Figure (V-12) Comparaison des forces de coupe en	

fonction de temps pour une fraise de 4 flûtes.....	(121)
Figure (V-13) Effets du nombre de flûtes sur les forces de coupe	(122)
Figure (V-14) Effet de la vitesse de rotation de la fraise sur les forces de coupe.....	(122)
Figure (V-15) a) Echauffement des 4 arêtes de coupe, pour une vitesse angulaire 10 rad/s b) Comparaison avec la littérature[5],.....	(123)
Figure (V-16) Echauffement des arêtes de coupe en fonction du temps, a) 50 rad/s et 4 flûtes, b) 100 rad/s et 6 flûtes.....	(123)
Figure (V-17) a), c) Effet de la vitesse de rotation sur la température de coupe, b) Effet du nombre de flûtes sur la température de coupe.....	(124)
Figure (V-18) Champs de la densité du flux de chaleur sur le système pièce/outil.....	(124)
Figure (V-19) Flux de chaleur dans les arêtes de coupe d'une fraise à 4 flûtes,pour a) 10 rad/s, b) 50 rad/s.....	(125)
Figure (V-20) Effets de la vitesse de rotation sur les flux de chaleur par unité de surface (W/m^2).....	(125)
Figure (V-21) Evolution de la température sur la pièce finie après le passage d'une fraise à 4 flûtes,a) 50 rad/s, b) 10 rad/s.....	(126)
Figure (V-22) Effet de la vitesse de rotation sur la température de la pièce , a) durant l'usinage, b) fin d'usinage.....	(126)
Figure (V-23) Effet du nombre de flûtes de la fraise sur la température sur la pièce usinée.....	(127)
Figure (V-24) Effet de la vitesse de rotation sur la température sur la pièce usinée.....	(127)
Figure (V-25) Contraintes de Von Mises sur la pièce usinée.....	(128)
Figure (V-27) Champs contraintes S12 dans la pièce, a) 10 rad/s, b) 50 rad/s.....	(129)
Figure (V-28) Evolution des contraintes résiduelles Sxx dans la pièce, a) pendant l'usinage, b) après le passage de la fraise sur la pièce.....	(129)
Figure (V-29) Effet du nombre de flûtes sur les contraintes résiduelles dans la pièce usinée.....	(130)
Figure (V-30) Détermination des contraintes résiduelles Sxx le long des lignes a), b) et c) de l'axe x de la pièce.....	(130)
Figure (V-31) Effet de la vitesse de rotation sur les contraintes résiduelles Sxx le long de la pièce après l'usinage, a) sur la surface usinée, b) au milieu de la pièce, c) en bas de la pièce usinée.....	(130, 131)
Figure (V-32) Evacuation et champ de température du copeau.....	(132)

Figure (V-33) Allure des variables de sortie en fonction de la vitesse angulaire En cas de fraisage à 6 flûtes.....	(134)
Figure (V-34) Allure des variables de sortie en fonction de la vitesse angulaire En cas de fraisage à 4 flûtes.....	(134)
Figure (V-35) Evolution de la température de coupe pour des fréquences de rotation plus élevées.....	(135)
Figure (V-36) Champs de température dans la pièce et l'outil pour une vitesse de rotation de 1000 rad/s.....	(136)

VI

Figure (VI-1) Modèle de la Coupe orthogonale en 2D.....	(137)
Figure (VI-2) Echauffement de la face de coupe de l'outil (+10°) pour différentes vitesses de coupe.....	(141)
Figure (VI-3) Echauffement de la face de coupe de l'outil (-10°) pour différentes vitesses de coupe.....	(141)
Figure (VI-4) Echauffement de la face de coupe de l'outil (+0°) pour différentes vitesses de coupe.....	(141)
Figure (VI-5) Distribution des températures sur la face de coupe de l'outil(+10°).....	(142)
Figure (VI-6) Distribution des températures sur la face de coupe de l'outil (-10°).....	(142)
Figure (VI-7) Distribution des températures sur la face de coupe de l'outil (+0°).....	(142)
Figure (VI-8) Distribution des températures sur la face de dépouille de l'outil (+10°).....	(143)
Figure (VI-9) Distribution des températures sur les faces de dépouille de l'outil (-10°).....	(143)
Figure (VI-10) Distribution des températures sur la face de dépouille de l'outil (+0°).....	(143)
Figure (VI-11) Distribution des températures sur la surface externe de la pièce (+10°).....	(144)
Figure (VI-12) Distribution des températures sur la surface externe de la pièce (-10°).....	(144)
Figure (VI-13) Distribution des températures sur la surface externe de la pièce (+ 0°).....	(144)
Figure (VI-14) Evolution de la température sur la surface de la pièce pendant l'usinage (+10°).....	(145)
Figure (VI-15) Evolution de la température	

sur la surface de la pièce pendant l'usinage (-10°).....	(145)
Figure (VI-16) Evolution de la température	
sur la surface de la pièce pendant l'usinage (+0°).....	(145)
Figure (VI-17) Champ de contraintes de	
Von Mises sur la surface de la pièce.....	(146)
Figure (VI-18) Champ de contraintes résiduelles	
au cœur de la pièce.....	(146)
Figure (VI-19) Effet des avances sur	
les échauffements des outils (+10°).....	(147)
Figure (VI-20) Effet des avances sur les	
échauffements des outils (-10°).....	(147)
Figure (VI-21) Effet des avances sur les	
échauffements des outils (+0°).....	(147)
Figure (VI-22) Effet des avances sur	
les distributions des températures sur la pièce (+10°).....	(148)
Figure (VI-23) Effet des avances sur les distributions	
des températures sur la pièce (-10°).....	(148)
Figure (VI-24) Effet des avances sur les	
distributions des températures sur la pièce (+0°).....	(148)
Figure (VI-25) Evolution des forces de coupe	
pour différentes vitesses de coupe dans le cas (+10°).....	(149)
Figure (VI-26) Evolution des forces de coupe pour	
différentes vitesses de coupe dans le cas (-10°).....	(149)
Figure (VI-27) Evolution des forces de coupe pour	
différentes vitesses de coupe dans le cas (+0°).....	(149)
Figure (VI-28) Effet des avances sur les distributions	
des températures sur la face de coupe de l'outil (+0°).....	(150)
Figure (VI-29) Effet des avances sur les distributions	
des températures sur la face de coupe de l'outil (+10°).....	(150)
Figure (VI-30) Effet des avances sur les distributions	
des températures sur la face de coupe de l'outil (-10°).....	(150)
Figure (VI-31) Effet de l'inclinaison de l'angle de coupe	
sur l'échauffement de l'outil.....	(151)
Figure (VI-32) Effet de l'inclinaison de l'angle de coupe	
sur la surface de la pièce.....	(151)
Figure (VI-33) Effet de l'inclinaison de l'angle de coupe	
sur la température au cœur de la pièce.....	(151)

Figure (VI-34) Effet de la vitesse de coupe sur la température au cœur de la pièce.....(152)

II

Tableau II-1 Conditions de coupe pour l'expérience.....(55)
Tableau II-2 Propriétés thermiques du carbure de tungstène.....(55)
Tableau II-3 Valeurs de Températures Mesurées.....(56)

IV

Tableau IV-1 Données géométriques de l'outil de coupe.....(89)
Tableau IV-2 Données thermomécaniques du carbure de tungstène.....(89)
Tableau IV-3 Constantes de Johnson Cook de la déformation plastique de l'acier AISI-1045
selon Jaspers et Dautzenberg (2002) [1][2][12].....(91)
Tableau IV-4 Constantes de Johnson-Cook de la rupture de l'acier AISI-1045[3].....(91)
Tableau IV-5 Conditions de coupe pour la simulation.....(97)
Tableau IV-6 Propriétés thermomécaniques de l'acier AISI-1045.....(98)

V

Tableau V-1 Données des conditions de coupes pour la simulation(115)
Tableau V-2 Données des constantes de plasticité et d'endommagement
Johnson-Cook pour (Al2024-T351[2][3].....(115)
Tableau V-3 Propriétés thermomécaniques de l'aluminium.....(115)
Tableau V-4: Données thermomécaniques du carbure de tungstène.....(116)
Tableau V-5 Résumé des résultats de la simulation du cas de fraisage.....(133)

VI

Tableau VI-1 Conditions géométriques et conditions de coupe pour la simulation1, 2, 3.....(138)
Tableau VI-2: Résumé des résultats de la simulation 1 du cas de tournage.....(140)
Tableau VI-3 Résultats des Températures de coupe en fonction des conditions de coupe.....(152)

Tableau des Caractéristiques thermophysiques des alliages métalliques..... Annexe

Notations et symboles

Notation /Symbole	Grandeur	Magnitude
α	Angle de dépouille	Clearance angle
β	Angle de taillant	Wedge angle
γ	Angle de coupe	Rake angle
b	Largeur de coupe	Width angle
λ	Angle de frottement	Friction angle
φ	Angle de plan de cisaillement primaire	Shear angle
	Angle de direction d'arête	Tool cutting edge angle
H	Epaisseur du copeau non déformé	Uncut chip thickness
f ou s	Avance	Feed
L	Epaisseur du copeau	Chip thickness
Uc ou Vc	Vitesse de coupe	Cutting speed
Vf	Vitesse d'avance	Cutting feed
U	Vitesse du copeau	Chip speed
w ou a	Profondeur de passe	Depth of cut
A	Limite élastique de JC	Initial Yield stress
B	Consistance de JC	Hardening modulus
C	Sensibilité à la vitesse de déformation JC	Strain rate sensitivity
n	Coefficient d'écrouissage JC	Strain hardening coefficient
m	Coefficient de dépendance à la température (adoucissement) JC	Thermal softening coefficient
Tf	Température de fusion	Melting temperature
Tt	Température de transition	Transition temperature
$\dot{\epsilon}_0$	Terme de vitesse de déformation	Strain rate reference number
	Modèle de la déformation plane	Shear plane model
	Réseaux des lignes de glissement	Slip lines field
$\bar{\sigma}$	Contrainte équivalente de Von Mises	Equivalent stress
β	Fraction de l'énergie de cisaillement primaire passant dans la pièce	
ϵ	Déformation plastique	Plastic strain
δ	Fraction de l'épaisseur du copeau cisailé	ratio of the plastic zone thickness to the cut chip thickness
μ	Coefficient de frottement de Coulomb	Friction coefficient
ω	Vitesse angulaire de la broche	
Y ou lc	Longueur de contact du copeau sur l'outil	Contact Length
T	Temps	Time
\bar{m}	Coefficient de frottement de Tresca	
σ_0	Contrainte d'écoulement plastique du matériau usiné	
T	Température absolue K	Absolute temperature
σ	Constante de Stefan Boltzman	
h	Coefficient de transfert de chaleur par convection	Convection heat coefficient

(suite)

	avec arête rapportée	<i>B.U.E.</i> Built-Up Edge
ν	Coefficient de Poisson	Poisson's Ratio
ρ	Masse volumique	Density
E	Module d'élasticité	Young's Modulus
K	Conductivité thermique	Thermal Conductivity
C ou Cv	Chaleur spécifique	Specific Heat
	Coefficient de dilatation linéique	Coefficient of Thermal Expansion
$\bar{\epsilon}$	Déformation plastique équivalente	Equivalent Plastic Strain
h_1	Longueur de la zone collante	Length of Sticking Region
h_2	Longueur de la zone glissante	Length of Sliding Region
Q	Chaleur	Heat
T_w	Température de la surface de la pièce usinée	Workpiece Surface Temperature
T_0	Température ambiante	Ambiant Temperature
F_{fr}	Force de frottement	Frictional Force
UGV/ HSM	Usinage à grande vitesse	High speed machining
Fc (Fa)	Force de coupe (avance)	Cutting Force (feed)
D, MRR	Débit de matière usinée	material removal rate
U	Energie spécifique	Specific energy
ae, ap	Profondeurs axiale et radiale	axial and radial depths
U_{tot}	Coefficient de transfert de chaleur global	The overall heat transfer coefficient
βi	Nombre de Biot	Biot number
P_{cutt}	Puissance de coupe	Cutting power
η_f	Portion du flux dissipé par frottement passant du coté de la pièce	
$R_{\pi L}$	Puissance générée par unité de volume (par frottement et par déformation plastique)	
θ	Température °C	
D1,D2,D3,D4,D5	Constantes d'endommagement	Damage constants
τ	Contrainte de cisaillement	Shear stress

La coupe des métaux est l'une des techniques de production largement répandue dans l'industrie la plus ancienne pour la conversion de blocs de matériaux (acier, aluminium,...) en de pièces de formes voulues, appelé procédé de mise en forme (cylindriques, prismatiques, filetage,) avec de dimensions très précises et d'un état de surfaces de haute qualité.

Tresca (1873) explique comment se forme le copeau.

Pendant le vingtième siècle, nous avons pu assister à des transformations constantes et Parfois très rapides des méthodes d'usinage.

Entre l'expo de Paris de 1900, dans laquelle M. Taylor a présenté sa découverte de l'acier « rapide », et de nos jours les vitesses de coupe ont constamment augmenté.

Pendant cette exposition, M. Taylor avait étonné le monde entier en usinant l'acier avec des paramètres suivants : vitesse de coupe 40 m/min, avance 1.6 mm, profondeur de coupe 4.8 mm et avec un outil de coupe bien que porté au rouge conservait cependant son tranchant.

Aujourd'hui, l'usinage du même acier pourrait plutôt se réaliser à 800 m/min avec des outils en carbure de tungstène revêtus, et même avec des vitesses plus élevées (1000 à 2000) m/min en utilisant des outils en céramiques.

Les racines de l'usinage à grande vitesse se trouvent dans les travaux de recherches conduits par un chercheur allemand dans les années 20 alors que ses applications industrielles remontent seulement dans les années 80 pour avoir des importances dans les années 90.

M. Salamon (1931) montra, qu'à partir d'une certaine vitesse de coupe, on pourra avoir des avantages sur l'UGV, parmi ces avantages, la température de coupe, qui augmente dans un premier temps pour baisser après. Ernest et Merchant (1941) développent les modèles les plus simples et les plus utilisés de la coupe des métaux.

Loewen et Shaw (1954) traduisent le partage de l'énergie de coupe entre le copeau, la pièce et l'outil et observe que la plus grande partie est évacuée par le copeau, alors qu'une fraction de 10 pourcent se dirige vers l'outil et le reste se propage dans la pièce.

Kronenberg (1958) : entre les vitesses traditionnelles et les vitesses UGV, il existe une zone critique où l'usinage est difficile voire impossible la « valley of death » au delà de cette zone, on peut usiner avec des avantages.

En (2003), Leonello Zaquini donne un exemple concret sur l'UGV, fraisage d'acier inoxydable austénitique sans nickel (PANACEA).montra le début des plages de l'utilisation

des vitesses de coupe (300-400) m/min correspondent à des valeurs minimales de l'énergie spécifique.

Les livres généralement utilisés sont écrits par Armerago (1969), Boothroyd (1981), Shaw (1984), et Trend (2000).

La recherche dans le domaine de l'usinage est historiquement basée sur une part importante d'empirisme et d'expérimentations. Néanmoins grâce au développement des moyens informatiques ces dernières années, un certain nombre d'études numériques ont pu décrire réellement le comportement thermique, thermomécanique de l'outil et même du système outil/pièce/copeau; et comme l'expérimentation est très coûteuse spécialement dans le domaine de la recherche où l'on a changé certains paramètres tels que les conditions d'usinage, géométriques, pour voir l'influence sur la durée de vie des outils de coupe et la qualité de surface usinée, beaucoup de chercheurs ont donné une très grande importance aux études numériques à l'aide des logiciels tels que ABAQUS, DEFORM ,...

Parmi ces méthodes numériques, on peut citer:

la méthode des éléments finis adaptée par ce logiciel, est largement utilisée. Elle a pour principe de base de diviser un milieu continu en petits éléments décrivant les propriétés de l'élément comme matrice et les assemble pour atteindre un système d'équations dont la solution donne le comportement du milieu global. La MEF trouve ses racines dans les années 40, en 1943 elle a été développée par Courant, Clough le premier utilise le terme EF,

Zienkiewicz and Cheung (1967) écrit le premier livre sur la théorie des EF, aussi d'autres livres ont été écrits par Cook, et Al (1989), Mohr (1992), Chandrupatla et Belegundu (2002).

Les approches par différences finies et éléments finis ont été utilisés depuis longtemps pour calculer le champ de température en se fixant une géométrie de copeau et un champ de vitesse proche de celui de Merchant. Kato, Yamguchi et Yamada étudient la distribution des contraintes à l'interface entre outil et copeau en usinage (1972), Tay et Stevenson et Devahl Davis utilisent la MDF pour déterminer le champ de température en coupe orthogonale (1974), une thèse sur la modélisation de la formation du copeau par Gilormini (1982), Strenkowski et Carroll développent la coupe des métaux par EF dans le cas du tournage (1988), Sekhon et Chenot développent quelques expériences numériques de la coupe orthogonale (1992).

Puis la simulation numérique de la formation du copeau continu durant l'usinage stationnaire (1993). Arsecularatine étudie la distribution des contraintes à l'interface copeau/outil, de la

force de labourage et de l'effet de la taille (1997), Aktinas donne des explications quantitatives sur quelques problèmes posés pendant plusieurs années sur la modélisation de l'usinage à partir de la théorie moderne de la mécanique de la rupture ductile (2003). Avec le développement des outils de simulation numérique basés sur la MEF, en 2 ou 3 dimension, les limites de la modélisation et les difficultés de calcul ont disparu à un certain degré, en effet, plusieurs chercheurs ont réussi avec succès à faire une simulation complète de la coupe des métaux, Bil et Al (2004) comparent 3 codes commerciaux utilisant FE en 2D pendant la coupe des métaux. Msc Marc compare les résultats obtenus par la simulation à l'aide de Deform avec les expériences en 2D. Özel (2006) et Filice, et al. (2007) utilisent Deform pour voir les effets du frottement sur les résultats de la coupe, Moufki a exploité Abaqus pour étudier le partage de la chaleur générée entre outil pièce et copeau (2006).

Attanasio, et al. (2008) ont fait une approche sur les phénomènes de transfert de chaleur à l'aide de Deform, Cenk Kiliçaslan (2009) une thèse de Master sur la modélisation et la simulation de la coupe des métaux par MEF. I Escamilla (2010) a présenté une méthodologie pour étudier la coupe de l'alliage du titanium, Abaqus /explicit est capable de modéliser le procédé de fraisage utilisant la loi de Johnson Cook. F. Ducobu (2010), un modèle ALE pour étudier l'influence de la profondeur de passe sur la formation du copeau en cas du tournage orthogonal (transition macro-coupe à micro-coupe). C.Z.Duan et T.Dou (2011) simulent la morphologie du copeau et les forces de coupe durant l'usinage à grande vitesse sur l'acier AISI 1045 où les effets de l'angle de coupe ont été discutés, suivies d'une série d'expériences pour la validation des résultats. Zhao Y. et Pan Y. (2012) ont établi la MEF sur la formation du copeau de l'alliage GH4169 et de l'acier 45 respectivement, et ont analysé l'influence de 3 facteurs (vitesse de coupe, avance, profondeur de passe) sur les forces de coupe, la distribution de la chaleur de coupe sur le copeau du GH4169.

L'objet principal de la thèse est l'étude des phénomènes de transfert thermique lors d'une opération d'usinage, et principalement la température de coupe, les grands gradients de températures qui se manifestent à l'interface outil/pièce/copeau ont une grande influence sur la durée de vie de l'outil, l'état de surface de pièce usinée, en effet, en usinage, les industriels ont adopté des paramètres de coupe plus sévères, UGV, UTGV, une augmentation de la vitesse provoque une augmentation significative de la température (plus de 1000°C).

Une bibliographie a été établie depuis Taylor, étant donné que l'usinage est l'une des techniques de mise en forme les plus anciennes jusqu'à ce jour-ci.

Le chapitre 1: théorie de la coupe des métaux.

La coupe des métaux met en jeu deux processus élémentaires qui sont la création et l'évacuation des copeaux, ce phénomène a été bien étudié et modélisé analytiquement. Au début, la modélisation était purement mécanique, c'est-à-dire qu'elle ne tenait pas compte des effets thermiques (modèle de Merchant), ensuite la modélisation devenait thermomécanique (la première est celle de Bootroyd) et a été apparue plus récemment que la dernière car elle exige le calcul par ordinateur car le phénomène de coupe, en réalité est plus compliqué (champs de vitesse, forces, déformations, échauffements, usure ...).

Le chapitre 2 comprend les effets thermiques associés à la coupe des métaux.

Les effets thermiques ont pour origine : la déformation plastique et les frottements à l'interface outil/pièce ; cette chaleur produite a pour effet l'élévation de la température, pour cela une méthode de calcul analytique de la température moyenne de la zone de déformation principale et de la zone de frottement du copeau sur l'outil est menée, avec des hypothèses simplificatrices. Les effets de la température de coupe sur l'outil de coupe, sur la pièce, la nécessité du calcul de la température de coupe, les méthodes expérimentales de détermination de la température de coupe, le rôle de la variation de paramètres d'usinage sur la température de coupe, les formules empiriques de calcul de la température de coupe.

Particulièrement, une autre méthode purement thermique permet d'estimer la température de coupe par une méthode inverse en faisant une analyse sur le transfert de chaleur en régime instationnaire sur le système outil/pièce/copeau en corrigeant les valeurs mesurées lors de la détection de la température du point le plus chaud de l'outil de coupe pendant une opération de fraisage a été étudiée.

Le Chapitre 3 traite la méthode des éléments finis appliquée dans le cas de la coupe des métaux, on cite l'approche Lagrangienne, Eulérienne et Lagrangienne-Eulérienne arbitraire, les techniques de maillages et remaillage adaptatives des éléments, les modèles constitutifs (Johnson Cook ...), les modèles de frottements (Coulomb...), le critère de séparation (pièce/copeau) et les logiciels disponibles pour la simulation de la coupe des métaux (Abaqus, Ls dyna, AdvantEdge, Simple...).

Le chapitre 4, sous le code ABAQUS, comprend une présentation du modèle, en introduisant les données géométriques, thermomécaniques des matériaux mis en jeu, l'assemblage, le contact, les conditions aux limites thermiques et mécaniques, le maillage et le type des

éléments, les appliquer pour deux procédés d'usinage (tournage et fraisage à 2 dimensions), et le cas de l'usinage de l'acier AISI-1045, l'aluminium.

Un dernier point, dans le chapitre 5, la simulation des résultats avec la discussion. L'illustration des variables de sortie, avec la visualisation de la dynamique du phénomène de coupe, particulièrement le champ de température, ainsi les courbes des échauffements et des densités de flux de chaleur, des forces de coupe variant avec les paramètres de coupe et les données géométriques, a été réalisée. Les résultats dépendent de l'exactitude des données.

Enfin une conclusion générale, étant donné que la coupe des métaux est un phénomène complexe et fait partie des problèmes non linéaires, l'étude ne peut être limitée aux phénomènes thermiques lors de la coupe, plusieurs variables sont interdépendants et ne peuvent être négligées, un couplage est nécessaire. Cette méthode conduit à l'optimisation des conditions de coupe, géométriques pour les applications à l'usinage à grande vitesse.

Chapitre I
Théorie de la Coupe Des Métaux

I 1 Introduction à l'usinage à grande vitesse (UGV)

L'usinage est un procédé de mise en forme par arrachement de matière présent dans la plupart des secteurs industriels (automobile, informatique, aéronautique, ferroviaire, horlogerie,...). Il existe différents types d'usinage (tournage, fraisage, perçage, ...) en fonction de la géométrie de la pièce finale souhaitée, caractérisé par des conditions de coupe particulières.

Cette technologie consiste à augmenter notamment les vitesses de coupe (5 à 10 fois supérieure aux valeurs traditionnelles) et de rotation de l'outil (10000 à 100000 tr/min) de manière à privilégier l'enlèvement de matière par de fortes avances et des profondeurs de coupe plus faibles.



(a)

(b)

(c)

Figure (I-1): exemples de pièces usinées (a) Secteur ferroviaire, (b) Secteur robotique et (c) secteur de l'armement

L'outil de coupe utilisé pour usiner les matériaux est formé de trois grandes parties: la face de coupe, la face en dépouille, l'arête de coupe:

✚ La face de coupe est la partie de l'outil sur laquelle le copeau s'écoule après sa formation. La température régnant peut atteindre des valeurs proches de celle de la fusion du matériau usiné.

✚ La face en dépouille est la zone de l'outil en contact avec la surface usinée. Des pressions, où des vibrations excessives sur l'outil jouent sur la qualité de surface de la pièce finale.

✚ L'arête de coupe fait la liaison entre les deux faces présentées précédemment. C'est à la fois la partie la plus fragile, mais aussi celle qui subit les pressions les plus élevées; à défaut de bonnes conditions de coupes, elle est sujette a des risques de rupture.

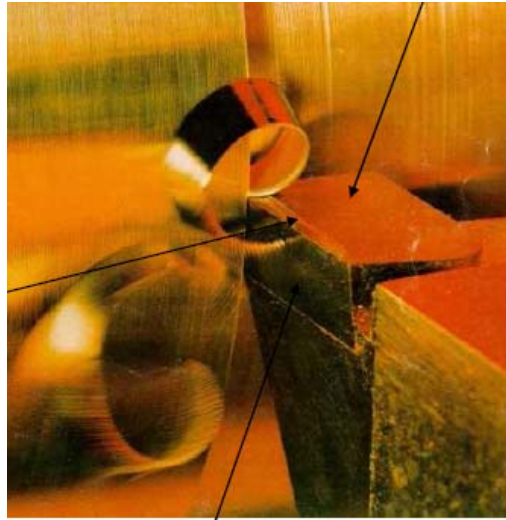


Figure (I-2): Présentation des différentes faces et de l'outil dans une opération de tournage [1]

Un examen plus approfondi du mécanisme de la coupe nous conduit à observer qu'il procède grâce à trois mouvements principaux perpendiculaires entre eux, figure (I-3).

- ✚ Mouvement de coupe « MC » : C'est un mouvement qui participe directement au détachement de la matière sous forme de copeaux pendant la course de travail.
- ✚ Mouvement d'avance « Ma » : C'est le mouvement qui a pour but de décaler latéralement une quantité a ; dite avance, pour que l'outil puisse à la nouvelle course de travail détacher d'autres copeaux.
- ✚ Mouvement de pénétration « Mp » : C'est le mouvement qui détermine l'épaisseur de la couche de métal à enlever à chaque opération qui prend le nom de passe.

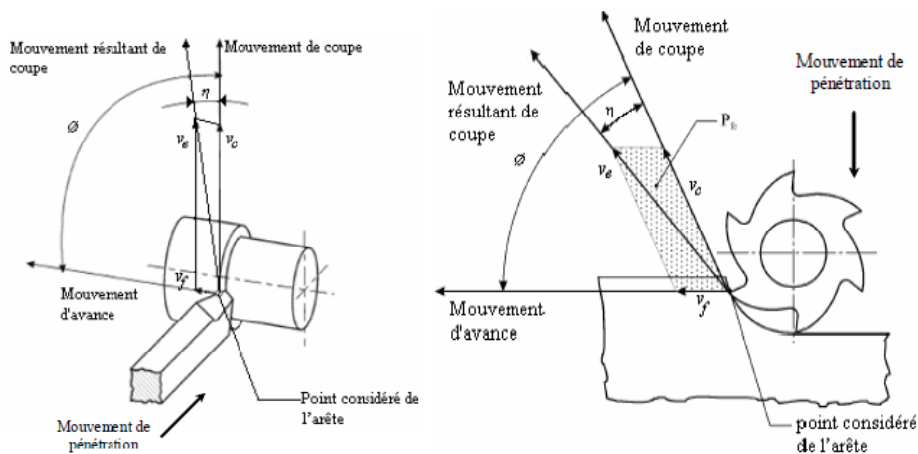


Figure (I-3) Les mouvements de coupe

I 2 Les conditions d'usinage

I 2 1 Vitesse de coupe V_c

C'est le déplacement d'un point de l'arête tranchante de l'outil par rapport à la surface de coupe en une unité de temps.

I 2 2 Vitesse linéaire d'un point en rotation

On l'évalue en parcours circulaire, c'est à dire en longueur de circonférence de la pièce parcourue. En désignant par D le diamètre du cercle décrit en millimètres (mm), par N la vitesse de rotation en tour par minutes (tr/min) et par V_c la vitesse linéaire en mètre par minute (m/min), on aura:

$$V_C = \frac{\pi D N}{1000} \text{ [m/min]} \quad (\text{I-1})$$

Exemple de tournage: en tournage, le mouvement de coupe anime principalement la pièce (pièce tournante).

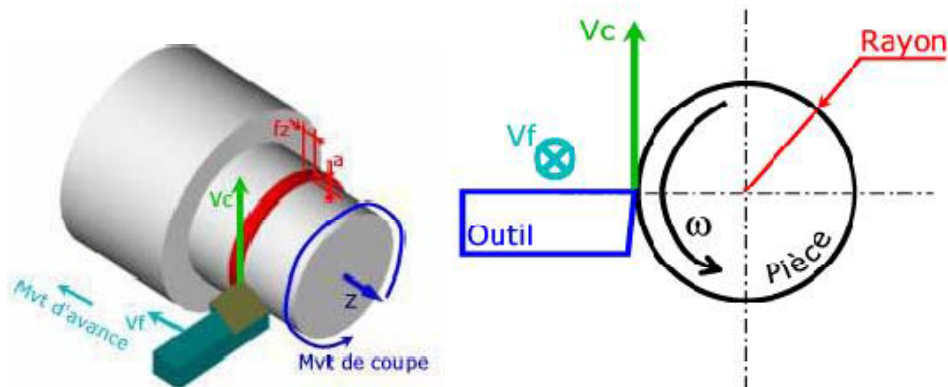


Figure (I-4) : Vitesse de coupe en tournage[2]

On en déduit la vitesse de coupe V_c , qui déterminera la vitesse de rotation de la pièce que l'on doit régler sur machine.

$$N = \frac{1000 V_C}{\pi D} \text{ [tr/min]} \quad (\text{I-2})$$

Exemple de fraisage : En fraisage, le mouvement de coupe anime l'outil (fraise tournante), la même formulation est applicable; cependant le diamètre « D » correspond au diamètre de la fraise.

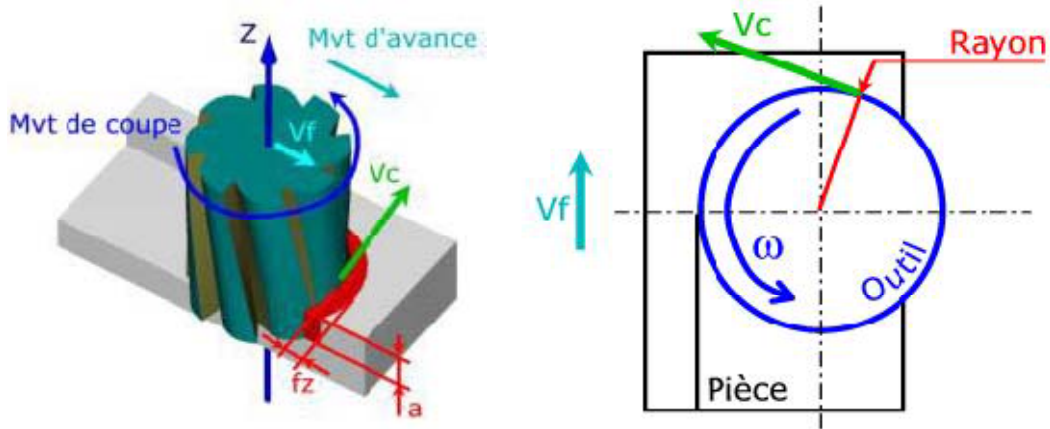


Figure (I-5) : Vitesse de coupe en fraisage [2]

I 2 3 La vitesse d'avance Vf et avance par tour f

La vitesse d'avance Vf, est une vitesse instantanée du mouvement d'avance du point considéré de l'arête de coupe par rapport à la pièce. Elle est exprimée soit en [mm/mn] soit en [mm/tour].

L'avance notée f, figure (I-6), correspond à la différence de déplacement de l'outil entre deux itérations ou deux révolutions (une révolution de la pièce dans le cas du tournage)

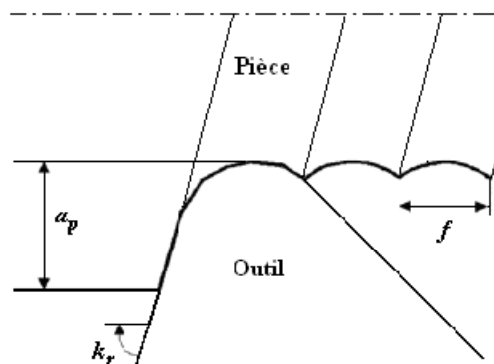


Figure (I-6) : L'avance f dans le cas de tournage

I 2 4 La vitesse d'avance Vf en tournage et fraisage

Dans le cas de tournage la vitesse d'avance Vf [mm/min] est donnée par la formule suivante:

$$Vf = fz \times N \text{ [mm/min]} \quad (I-3)$$

fz en mm/(tr.dent) correspond à la capacité de coupe de l'arête coupante pour une rotation de 1 tour de la pièce. En d'autre terme, c'est la distance que l'arête de coupe va parcourir à chaque tour de la pièce. En fraisage, la vitesse d'avance Vf [mm/min] est égale à:

$$V_f = z \times f_z \times N \text{ [mm/min]} \quad (I-4)$$

Où z est le nombre de dents de la fraise, f_z en mm/(tr.dent) correspond à la distance que la dent va parcourir à chaque tour de la fraise. Sur une fraise il peut y avoir plusieurs dents, donc plusieurs arêtes de coupe. On prend donc en compte le nombre de dents « z » dans la formulation de la vitesse d'avance.

I 2 5 Les types d'avances

On distingue trois sortes d'avance

✚ Avance longitudinale: On appelle avance longitudinale si l'outil se déplace parallèlement à l'axe de l'ébauche.

✚ Avance transversale: On appelle avance transversale si l'outil se déplace perpendiculairement à l'axe de l'ébauche.

✚ Avance oblique: On appelle avance oblique si l'outil se déplace sous un angle par rapport à l'axe de l'ébauche.

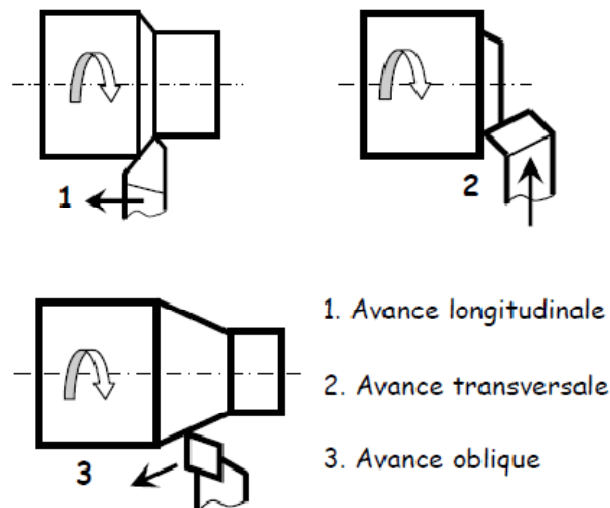


Figure (I-7) Différents types d'avances

I 2 6 Profondeur de passe a

La profondeur de passe, figure (I-8) notée a en [mm], correspond à la longueur de l'arête de coupe engagée dans la matière, dans le cas de la coupe orthogonale, et à la différence entre le rayon de la pièce avant et après usinage, dans le cas du tournage. La profondeur de coupe est toujours mesurée perpendiculairement à la direction de l'avance et non pas suivant l'arête de l'outil.

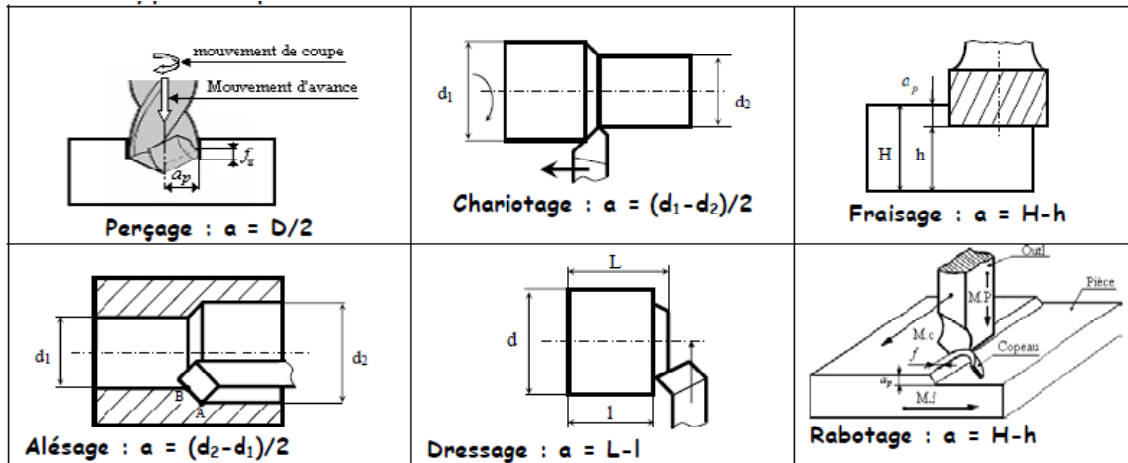


Figure (I-8) Profondeur de passe[2]

I 3 Formation du copeau

L'usinage des métaux met en jeu deux processus élémentaires qui sont la fissuration, création et l'évacuation d'un copeau. Ces processus font jouer deux mécanismes physiques de base:

- ✚ la déformation plastique au sein de copeau.
- ✚ le contact de celui-ci avec l'outil.

La modélisation de la formation du copeau repose sur la compréhension de ses deux mécanismes et pour objet la prévision de la géométrie du copeau, des forces de coupe, des échauffements à partir des conditions de coupe et des propriétés thermomécaniques du matériau usiné et de l'outil.

Différents procédés ont été mis en place afin d'étudier la formation et l'écoulement du copeau. Doyle et al. (1979), puis Wright (1981) ont analysé l'écoulement du copeau en utilisant des outils en saphir transparents. Néanmoins, les interactions à l'interface outil-copeau observées alors, ne peuvent être généralisées aux outils à base métallique ou céramique. Trent et Wright (2000)[3] ont mis en place le procédé de « Quick-stop » permettant d'obtenir une photo instantanée de la formation du copeau pendant la coupe. A l'aide d'une très faible décharge explosive ou d'un impact, l'outil est retiré brusquement; dans le meilleur des cas, le copeau, alors forme, reste accroché à la matière, et son étude à l'aide d'observations microscopiques peut être faite.

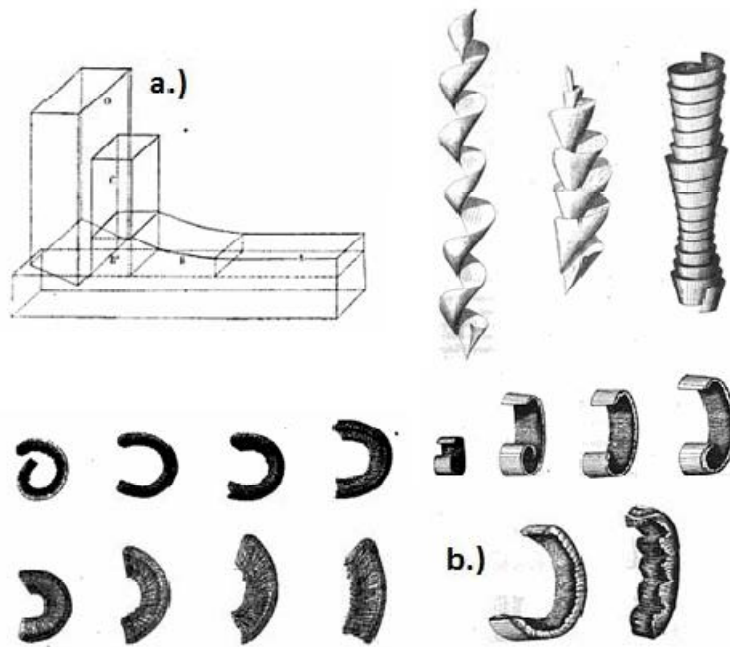


Figure (I-9) Illustrations a) modèle du processus de formation du copeau, b) illustrations détaillées de formation des copeaux par différentes techniques de coupe[4]

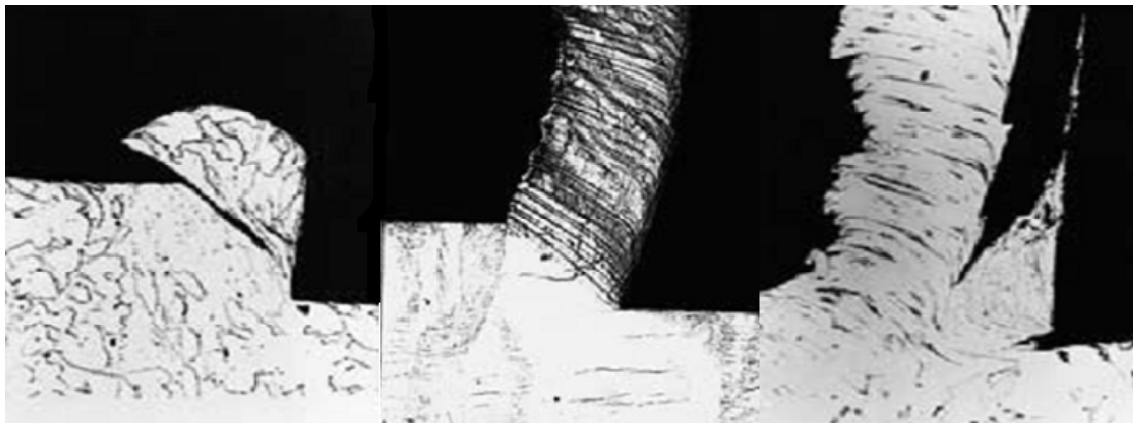


Figure (I-10) Copeaux simples: (a) discontinu, (b) continu, (c) continu avec arête rapportée BUE. (Source: Childs, et al. 2000)[5]

Le copeau discontinu ou fragmenté a lieu quand les métaux fragiles sont coupés comme la fonte ou bien quelques métaux ductiles sont usinés avec de petites vitesses. Les vibrations des machines peuvent être la cause de ce type de forme du copeau obtenu. Le copeau continu est produit quand les métaux ductiles sont usinés avec de grandes vitesses. Ce type de copeau est

considéré idéal car la surface usinée se trouve meilleure. Le copeau continu avec arête rapportée (BUE) se forme quand les aciers à faible carbone sont usinés avec des outils en acier à haute vitesse sous de faibles vitesses. Par conséquent, la surface obtenue n'est pas bonne et la durée de vie des outils diminue, les grandes vitesses de coupe peuvent être utilisées pour éliminer ce (BUE).

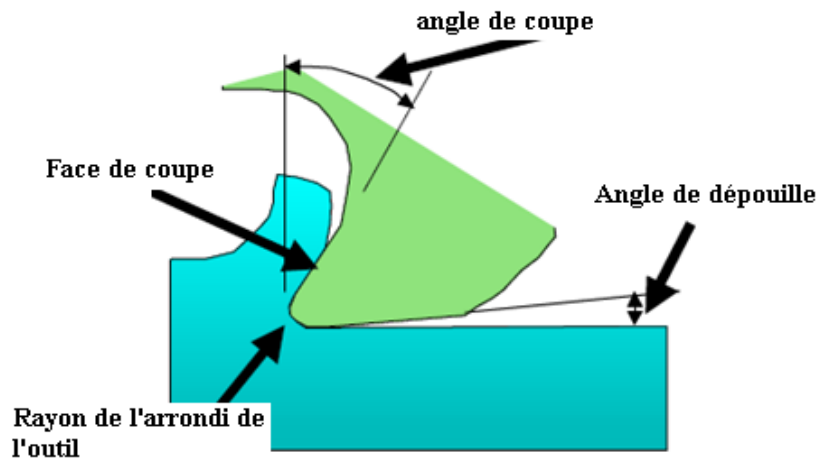


Figure (I-11) Paramètres géométriques de l'outil de coupe[6]

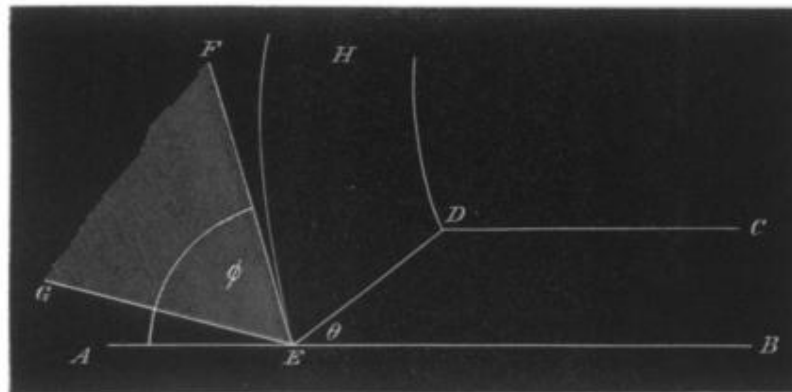


Figure (I-12) Modèle de déformation plane proposé par Mallock en 1881[7]

Il y a 3 zones de déformation le long du processus de coupe comme le montre la figure (I-13):

✚ Première zone (1) de cisaillement, le copeau a lieu premièrement et principalement dans cette zone. Quand l'arête de l'outil pénètre dans la pièce, le matériau subit des déformations très importantes par un cisaillement intense du fait du changement brutal dans la direction de cisaillement.

✚ seconde zone (2) de cisaillement, le copeau et la face d'attaque de l'outil sont en contact direct. Dans l'épaisseur de cette zone, la vitesse croît depuis zéro à la surface de l'outil jusqu'à la valeur atteinte à la surface libre, ainsi la cission de frottement atteint une valeur égale à la contrainte d'écoulement plastique du matériau usiné. Les pressions et les températures à l'interface outil/copeau sont très importantes, elles peuvent atteindre respectivement une valeur de l'ordre de GPa et la température de fusion du matériau usiné sur la pointe de l'outil.

✚ zone tertiaire de cisaillement (3), quand la face de dépouille de l'outil balaye la surface usinée, une légère déformation plastique naît, la valeur de l'angle de dépouille est responsable de l'état de la surface obtenue.

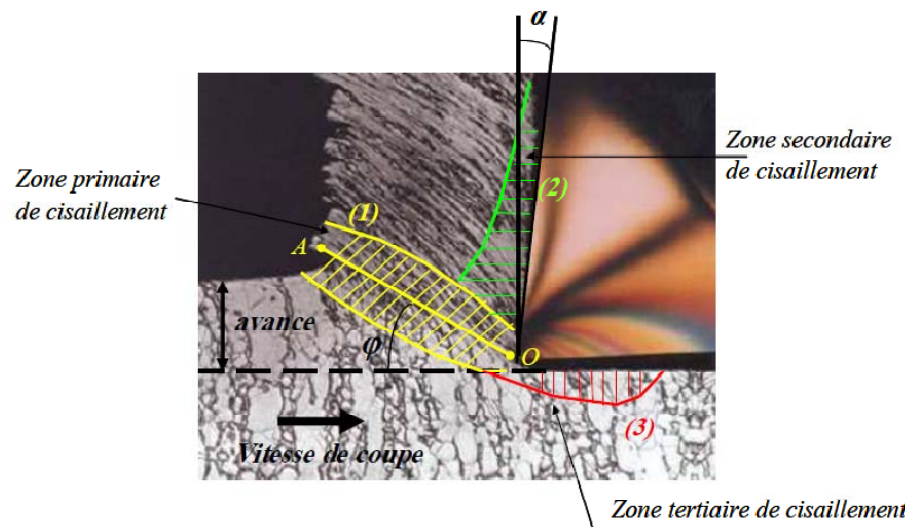


Figure (I-13): Zones de cisaillement en usinage, image réalisée par Trent et Wright (2000)[3]

I 4 Dates importantes sur les principales modélisations de la coupe des métaux

- ✚ 1873 Analyse de la formation du copeau **TRESCA**
- ✚ 1881 Premier modèle de la déformation plane **MAALOCK**
- ✚ 1896 Première étude sur la coupe des métaux **ZVOKIRIN**
- ✚ 1915 Premier travail sur la formation du copeau **SACHEV**
- ✚ 1945 Première modélisation basée sur l'équilibre des forces de coupe **MERCHANT**
- ✚ 1951 Modélisation par la méthode des lignes de glissement, le matériau est RPP par **LEE SHAFFER**
- ✚ 1960 Outil idéalement aigu remplacé par un cercle Par **ALBRECHT**

- ✚ 1963 Première modélisation thermomécanique avec détermination expérimentale des sources de chaleur dans le copeau par **BOOTHROYD**
- ✚ 1966 L'écrouissage (vitesse faible) par **ZOREV**
- ✚ 1982 Profil de vitesse et température dans le copeau et le calcul du rayon de courbure de celui-ci **GILORMINI (UGV)**
- ✚ 1989 Comportement mécanique adapté à l'usinage fonction de la loi d'écrouissage, sensibilité à la vitesse de déformation et à la température absolue par **OXLEY**
- ✚ 1992 Modélisation des aspects mécaniques (frottement, efforts de coupe de la coupe oblique, thermiques) Par **MOLINARI (UGV)**

I 5 Modélisation de la coupe des métaux (Technique de l'ingénieur, B7041)[8]

Dans ce cas, les effets thermiques sont négligés, déformation élastique négligée, une plasticité sans écrouissage, rigide, parfaitement plastique, est donc caractérisée par la seule contrainte maximale de cisaillement admissible k . Le module d'Young d'un corps RPP est supposé infini, soit en pratique très grand devant k .

Un matériau vérifiant le critère de plasticité de Von Mises et la loi d'écoulement plastique associé, $k = \sigma_0/\sqrt{3}$. (I-5)

Où: σ_0 est la contrainte d'écoulement plastique.

I 5 1 Modèle de Merchant

Merchant [9][10] fut le premier qui a traité la modélisation de la coupe orthogonale permettant de prévoir les forces de coupe et la géométrie du copeau qui remonte aux années 1945. Celui-ci considère que la formation du copeau s'effectue par un simple cisaillement le long d'une ligne droite partant de la pointe de l'outil et inclinée d'un angle appelé un angle de cisaillement primaire (1): le long de cette ligne OA, où se produit une discontinuité de vitesse tangentielle, figure (I-14, a), la contrainte tangentielle ou cisaillement est donc égale à k .

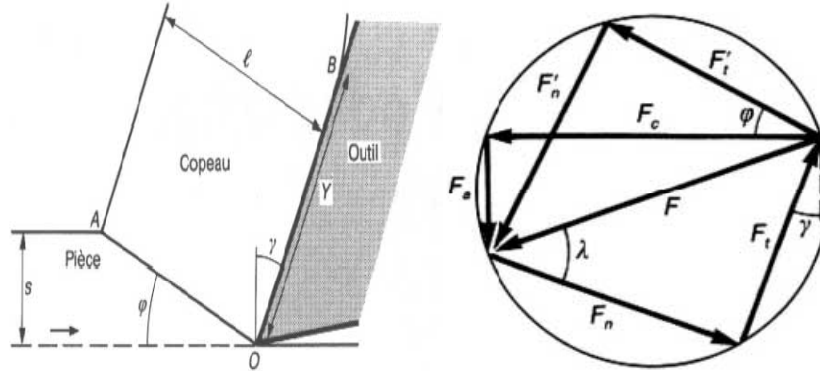


Figure (1-14) a) Géométrie du modèle de Merchant, b) Efforts de coupe

La résultante F des contraintes appliquées par l'outil à la pièce peut se décomposer en:
 Force de coupe F_c , selon la direction de la vitesse de coupe U_0 . Force d'avance F_a , selon la direction perpendiculaire. L'effort spécifique de coupe, est:

$$Kc = \frac{Fc}{ws} \quad (I-6)$$

Avec: w est la profondeur de passe, s avance.

Les composantes normales F_n et tangentielle F_t de la force F appliquée à l'outil sont reliées par une loi de Coulomb caractérisée par un coefficient μ ou de manière équivalente par un angle de frottement.

$$\lambda = \arctan(\mu) \quad (I-7)$$

$$Fc = F \cos(\lambda - \gamma) \quad (I-8)$$

$$F't = \frac{ksw}{\sin\varphi} = F \cos(\varphi - \lambda - \gamma) \quad (I-9)$$

$$Fc = \frac{ksw}{\sin\varphi} \frac{\cos(\lambda - \gamma)}{\cos(\varphi + \lambda - \gamma)} \quad (I-10)$$

$$Fa = Fc \tan(\lambda - \gamma) \quad (I-11)$$

$$l = s \frac{\cos(\varphi - \gamma)}{\sin\varphi} \quad (I-12)$$

$$Y = s \zeta \frac{\sin(\varphi + \lambda - \gamma)}{\sin\varphi \cos\lambda} \quad (I-13)$$

F_c : Force de coupe, F_a : Force d'avance, F'_t : Composante parallèle à la ligne de cisaillement.
 Y : Longueur de contact, Y entre le copeau et l'outil, l Longueur de la ligne de cisaillement primaire, λ : Angle de frottement, μ : Coefficient de frottement, ζ est un coefficient valant:

- ✚ 1: pour une distribution de contrainte uniforme le long de l'interface;
- ✚ 3/2: pour une distribution triangulaire décroissant depuis la pointe de l'outil;
- ✚ 9/7: pour une distribution trapézoïdale constante sur la première moitié du contact et décroissant linéairement sur la dernière partie.

Le modèle de Merchant suppose donc, en outre, que l'angle φ est tel qu'il minimise la puissance fournie au système, ce qui revient à minimiser la force de coupe et aboutit finalement à:

$$\varphi = \frac{\pi}{4} - \frac{\lambda - \gamma}{2} \quad (I-14)$$

Donc:

$$F_c = 2ksw \tan \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\lambda - \gamma}{2} \right) \quad (I-15)$$

Et donc avec le modèle de Merchant :

$$l = s \frac{\cos \left(\frac{\pi}{4} - \frac{\lambda + \gamma}{2} \right)}{\sin \left(\frac{\pi}{4} - \frac{\lambda - \gamma}{2} \right)} \quad (I-16)$$

$$Y = \zeta \frac{s}{\cos \lambda} \tan \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\lambda - \gamma}{2} \right) \quad (I-17)$$

Cas de frottement de Tresca

$$\bar{m} = \frac{\sin 2\lambda}{\cos (\lambda - \gamma)}^{[4]} \quad (I-18)$$

I 5 2 Modélisation par la méthode des lignes de glissement

La méthode des lignes de glissement (slip line field) est une méthode de résolution des problèmes de plasticité qui est bien adaptée au cas de la déformation plane et de la plasticité sans écoulement. Elle consiste à construire, dans les régions où le critère de plasticité est atteint et tout en respectant les conditions aux limites en contraintes, un réseau de lignes orthogonales, dites lignes de glissement, le long desquelles la contrainte de cisaillement est égale à sa valeur admissible maximale k [11]. On fait ensuite construire un champ de vitesse

associé et vérifiant les conditions aux limites. Soulignons que dans les zones plastiques la déformation plastique peut se produire, mais ne le fait pas nécessairement, suivant les conditions aux limites imposées sur les vitesses.

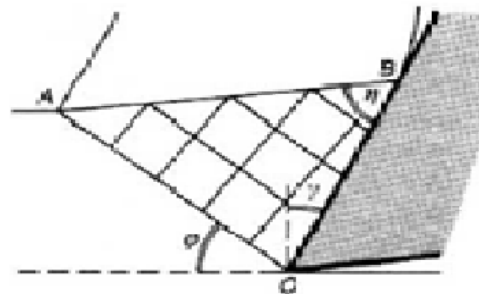
- ✚ Contrainte de cisaillement égale à k le long de OA (cisaillement primaire)
- ✚ Cette même contrainte soit égale à $\bar{m}k$ (frottement de Tresca) soit lié à la composante normale par l'angle λ (frottement de Coulomb) le long de OB.
- ✚ Enfin vecteur contrainte nul le long de AB, le copeau étant libre au-delà.

Il en résulte:

$$F_C = \frac{2ksw}{1 - \tan(\lambda - \gamma)} \quad (I-19)$$

$$l = s \frac{\cos\left(\frac{\pi}{4} - \lambda\right)}{\sin\left(\frac{\pi}{4} - \lambda + \gamma\right)} \quad (I-20)$$

$$Y = \frac{s}{\sqrt{2} \cos \lambda \sin\left(\frac{\pi}{4} - \lambda + \gamma\right)} \quad (I-21)$$



Modèle de Lee et Shaffer

Figure (I-16) Réseaux de lignes de glissement possible pour la coupe d'un corps RPP[12]

I 5 3 Limites des modèles mécaniques:

- ✚ les efforts de coupe sont proportionnels à la limite d'élasticité en cisaillement τ , à la largeur de coupe w , et à l'avance s .
- ✚ L'écoulement de la matière se fait brusquement à travers le plan OA, (mais de manière progressive.)

- ✚ Le matériau usiné est parfaitement plastique. Ainsi, il n'y a pas de prise en compte des effets de la vitesse de déformation et de la température sur la contrainte et donc, sur les efforts de coupe.
- ✚ Les effets des paramètres de coupe (V , α , s) sur les conditions de frottement sont négligés.

I 5 4 Modélisations thermomécaniques

Vu la complexité des approches thermomécaniques de la formation du copeau, elles exigent le recours au calcul par ordinateur. Elles prennent en compte plus de phénomènes physiques mis en jeu dans la coupe:

- ✚ Les échauffements
- ✚ les grandes vitesses de déformation.

I 5 4 1 Modèle d'Oxley[13]

La sensibilité de la contrainte d'écoulement à l'écrouissage, la température et à la vitesse de déformation ne sont pas pris en compte dans le modèle précédent; Oxley (1989) a considéré un comportement thermo-visco-plastique du matériau usiné. La loi de comportement utilisée a la forme suivante:

$$\bar{\sigma} = \sigma_1 (\dot{\bar{\epsilon}}, \theta) \bar{\epsilon}^n(\bar{\epsilon}, \theta) \quad (I-22)$$

Où $\bar{\sigma}$ et $\bar{\epsilon}$ représentent la contrainte équivalente de Von Mises et la déformation plastique cumulée, θ la température absolue, n , le coefficient d'écrouissage et σ_1 un coefficient ayant la dimension d'une contrainte, σ_1 et n dépendent de la vitesse de déformation et de la température.

I 5 4 2 Champ de vitesse

Types d'observations expérimentales de la formation du copeau:

- ✚ l'examen de la surface de coupe des outils (indications sur les conditions de contact entre copeau et outil).
- ✚ Les coupes micrographiques (I-17) effectuées après essais de coupe interrompus (visualisation de l'écoulement, Dans ces essais, l'outil est brusquement évacué vers l'arrière soit par un dispositif pyrotechnique, soit par commande numérique du tour afin de permettre de conserver intacte la liaison entre le copeau et la pièce.

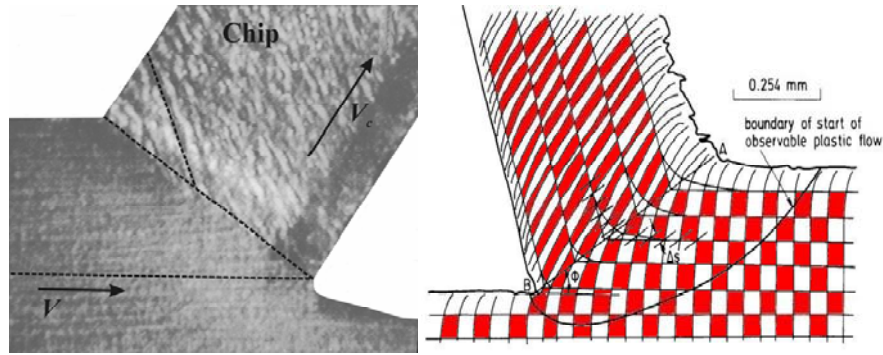


Figure (I -17) Photo-Micrographie montrant l'écoulement du métal dans les zones de déformations[15]

Figure (I-18) Observations typiques de la déformation plastique dans la zone de cisaillement faites par Stevenson et Oxley[14]

I 5 5 Modélisation analytique de la coupe en usinage à grande vitesse, Le modèle de Gilormoni

Les modèles présentés dans les paragraphes précédents, se basent tous sur les configurations géométriques décrites dans les modèles, sous conditions de coupe conventionnelles, de Merchant, Albrecht ou Oxley. Ils introduisent en plus une analyse approfondie du frottement sur les faces de coupe et de dépouille, afin d'obtenir une modélisation thermique de la zone de coupe complète. Les phénomènes thermiques et mécaniques sont pleinement couplés. Le modèle de Gilormini[16] est un modèle thermomécanique. Il se compose d'une analyse cinématique de l'écoulement, d'une analyse thermique du système et d'une analyse du contact entre le copeau et l'outil. Les hypothèses globales portent sur la formation du copeau: le cadre est la coupe orthogonale à grande vitesse. Le copeau est supposé continu, sans arête rapportée.

I 5 5 1 Analyse cinématique

Dans l'épaisseur de cette zone, la vitesse croît depuis zéro à la surface de l'outil jusqu'à la valeur atteinte à la surface libre ce qui induit un cisaillement dit secondaire, par opposition avec le cisaillement primaire. Cette cinématique au sein du copeau est représentée sur la figure (I-19); elle fait intervenir trois paramètres géométriques qui sont:

l : l'épaisseur du copeau, δ la fraction cisailée, Y la longueur de contact.

La vitesse de déformation au sein du cisaillement secondaire est alors exprimée sous la forme

$$\dot{\varepsilon}_2 = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{U}{\delta l} = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{U_0 s}{\delta l} \frac{1}{1 - \delta/2} \quad (I-23)$$

U : la vitesse d'évacuation du copeau, U_0 : la vitesse de coupe

La déformation dans la zone de cisaillement secondaire est très grande à cause des conditions de contact collant, et l'on considère que ce paramètre n'influe pas explicitement sur la contrainte d'écoulement dans cette zone, l'écroutissage y étant saturé.

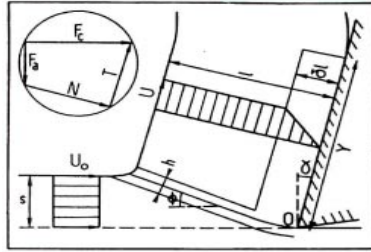


Figure (I-19) Cinématique simplifiée de la formation du copeau[16]

I 5 5 2 Cisaillement primaire

Le cisaillement primaire est là où s'effectue le changement de direction de l'écoulement de la matière usinée. La vitesse de déformation au sein de cette zone de transition atteint la valeur:

$$\dot{\varepsilon}_1 = 1.5 \frac{\Delta U_t}{s} = 1.5 \frac{U_0}{s} \frac{\cos \gamma}{\cos(\varphi - \gamma)} \quad (I-24)$$

D'après la relation empirique de Stevenson et Oxley[14] qui ont obtenu le coefficient 1,5 à partir d'observations sur un acier.

ΔU : la variation de vitesse tangentielle à travers le cisaillement primaire.

$$\varepsilon_1 = \int_0^{h/Un} \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{\Delta U_t}{h} dt = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{\cos \gamma}{\sin \varphi \cos(\varphi - \gamma)} \quad (I-25)$$

ε_1 : La déformation subie à la traversée de la zone de cisaillement primaire peut être évaluée en considérant que la vitesse de déformation y est constante et donc que le champ de vitesse y évolue de façon linéaire.

Un désigne la composante de la vitesse de coupe perpendiculaire à la direction de cisaillement.

La vitesse de déformation supposée constante lors de la traversée de la zone de cisaillement primaire conduit à des trajectoires paraboliques que l'on a schématisées sur la figure (I-19).

I 5 5 3 Analyse thermique

Les premières analyses thermiques de la formation du copeau sont apparues dès que l'on a disposé de modèles mécaniques permettant d'estimer efforts et vitesses car ces derniers conditionnent fortement la durée de vie des outils.

Les méthodes expérimentales mises en œuvre pour obtenir la température moyenne à l'interface copeau-outil, son profil le long de cette interface, voire sa distribution au sein du copeau, sont diverses:

- ✚ effet de couple thermoélectrique direct entre l'outil et le copeau,
- ✚ insertion de couples dans le porte-outil et extrapolation au niveau de l'interface copeau-outil à l'aide d'une méthode numérique,
- ✚ insertion de petits couples ou de pyromètres optiques directement dans l'outil,
- ✚ observation de transformations structurales dans l'outil, photographie en infrarouge.

Ces mesures ont montré:

- ✚ De très forts échauffements atteints au niveau du contact,
- ✚ Augmentation avec la vitesse de coupe et avec l'avance.
- ✚ Le maximum de température ne se situait pas à la pointe de l'outil, mais plus en aval dans la zone de contact copeau-outil.

La déformation plastique dans la zone de cisaillement primaire constitue une source de chaleur dont la plus grande partie s'évacue dans le copeau par convection et dont le reste, remontant le flux de matière par rétroconduction, passe dans la pièce usinée. L'estimation de la température régnant dans le cisaillement primaire peut s'effectuer de façon simplifiée en l'assimilant à une ligne de température uniforme θ_1 faisant un angle φ avec la direction de coupe. Par hypothèse, la conduction et la convection parallèles au cisaillement primaire devant celles qui s'effectuent perpendiculairement sont négligées.

La fraction de chaleur entraînée dans la pièce vaut:

$$\beta = \frac{k}{\rho c U_0 \tan \varphi} \left[1 - \exp \left(-\frac{\rho c U_0 \tan \varphi}{k} \right) \right] \quad (I-26)$$

La corrélation que Boothroyd[17] proposait pour décrire ses observations expérimentales à partir de clichés en lumière infrarouge s'écrit:

$$\beta = 0.5 - 0.35 \lg \left[\left(\frac{\rho c U_0 \tan \varphi}{k} \right) \right] \quad (I-27)$$

$$\beta = 0.3 - 0.15 \lg \left[\left(\frac{\rho c U_0 \tan \varphi}{k} \right) \right] \quad (I-28)$$

Pour des valeurs du terme entre parenthèses allant de 0,04 à 10 et de 10 à 100, respectivement, ce qui donne β de l'ordre de 44 % et 13 % dans les conditions précédentes. Cette relation, bilinéaire par morceaux en diagramme semi-logarithmique, est représentée également sur la figure (I-20). Une fois β évalué, la suite du raisonnement consiste à écrire qu'une fraction $(1 - \beta)$ de l'énergie de déformation plastique dissipée en chaleur élève la température d'un élément de matière qui s'écoule à travers cette zone, ce qui donne:

$$\theta_1 = \theta_0 + (1 - \beta) \frac{W_1}{\rho c} \quad (I-29)$$

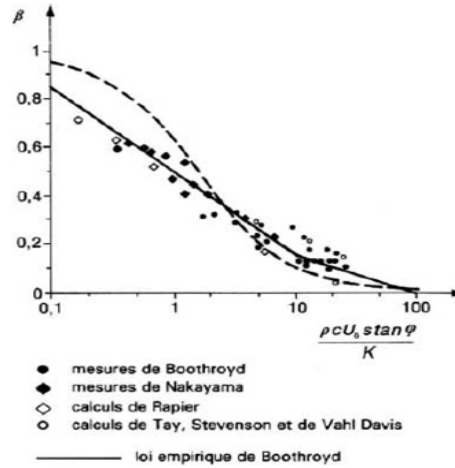


Figure (I-20) Fraction de la chaleur produite par cisaillement primaire passant dans la pièce[8]
 W_1 l'énergie fournie par unité de volume sera:

$$W_1 = \frac{1}{Wl} \left[F_c \left(\frac{l}{s} - \sin \gamma \right) - F_a \cos \gamma \right] \quad (I-30)$$

I 5 5 4 Cisaillement secondaire

Une nouvelle source de chaleur due à la déformation plastique dans le cisaillement secondaire a lieu. Le profil de l'échauffement dans l'épaisseur du copeau a une forme parabolique, la conduction dans le sens de l'écoulement est négligé. Il reste alors à déterminer comment varient le long du contact la température à l'interface et la profondeur de pénétration de l'échauffement, ce qui est obtenu en écrivant la loi de Fourier et le bilan thermique. Il en résulte que ces deux quantités s'accroissent de façon parabolique avec la distance au nez de l'outil et que la valeur moyenne de la température à l'interface est donc de:

$$\theta_2 = \theta_1 + 0.67\Delta\theta_M \quad (I-31)$$

Avec:

$$\Delta\theta_M = \frac{F_t}{w} \sqrt{\frac{3U_0s}{2k\rho cYl}} \quad (I-32)$$

Où F_t désigne l'effort tangent à l'outil, lié aux efforts de coupe par le diagramme des efforts:

$$F_t = \frac{\cos 2\gamma}{\cos \gamma} (F_a + F_c \tan \gamma) \quad (I-33)$$

Rapier[18] obtient un coefficient 0,61 au lieu de 0,67.

La prise en compte du cisaillement secondaire rend l'analyse thermique plus complexe, car la source de chaleur a alors une épaisseur non nulle à travers laquelle la matière s'écoule. On suppose que le débit de la source est uniforme dans toute la zone de déformation. Le résultat obtenu par Boothroyd[17], puis modifié par Hastings, Mathew et Oxley[14], peut se mettre sous la même forme que ci-avant avec un coefficient différent faisant cette fois-ci jouer l'épaisseur du cisaillement secondaire:

$$\theta_2 = \theta_1 + 0.65 \exp\left(-0.45\delta \sqrt{\frac{\rho c U_0 s l}{kY}}\right) \Delta\theta_M \quad (I-34)$$

qui donne donc un coefficient 0,65 lorsque δ est nul. Cette analyse suppose que le mouvement se fait à vitesse uniforme dans la zone de déformation, et surestime donc la convection puisque la vitesse est en fait plus lente au voisinage de l'outil. Cela peut être pris en compte dans un modèle supposant un profil de température dans l'épaisseur du copeau défini par deux paraboles de concavités inverses, figure (I-21). La solution peut s'écrire sous la forme:

$$\theta_2 = \theta_1 + 0.67g\left(\delta \sqrt{\frac{\rho c U_0 s l}{kY}}\right) \Delta\theta_M \quad (I-35)$$

Où la fonction g , qui provient de la résolution approchée de l'équation de la chaleur et n'a pas d'expression analytique, tend vers 1 pour δ tendant vers 0.

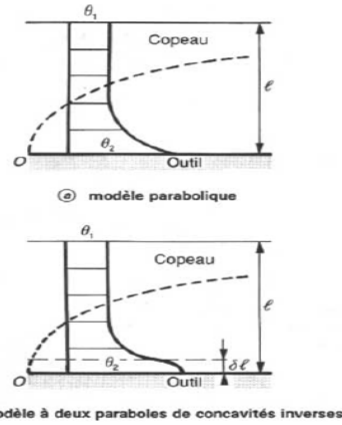


Figure (I-21) Profil de température dans le copeau [16]

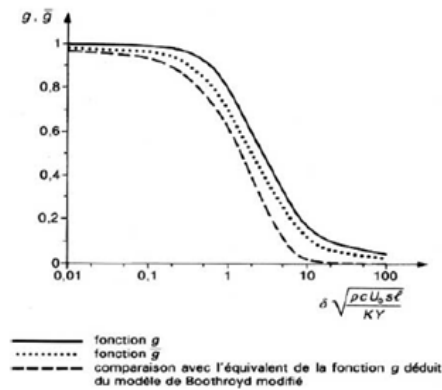


Figure (I-22) Fonctions définissant la température moyenne à l'interface et dans le cisaillement Secondaire avec le modèle de deux paraboles [14]

I 5 6 Comportement du matériau

La description du comportement mécanique adaptée à l'usinage qui semble la plus efficace est celle qui regroupe la température absolue et vitesse de déformation en une même variable, la température modifiée:

$$T_{mod} = T(1 - \vartheta l g \dot{\epsilon}) \quad (I-36)$$

Ce comportement met en jeu des déformations par cisaillement très importantes, des températures de plusieurs centaines de degrés et des vitesses de déformation de l'ordre de plusieurs dizaines voire centaines de milliers de s^{-1} . Ce dernier point, en particulier, rend très difficile la mesure du comportement mécanique nécessaire à la simulation de la coupe car les dispositifs actuels qui permettent d'approcher de telles vitesses de déformations (barres de Hopkinson) posent des problèmes d'interprétation (hétérogénéité de déformation, rôle du frottement en compression, échauffement, etc.):

$$\sigma_0(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = \sigma(T_{mod})\varepsilon^{n(T_{mod})} \quad (I-37)$$

σ_0 désigne la contrainte d'écoulement, $\dot{\varepsilon}(s^{-1})$ vitesse de déformation, T Température absolue
 ϑ Coefficient dépendant du matériau de l'ordre de 0.1 pour les aciers, les variations des paramètres σ et n intervenant dans une loi d'écrouissage a été employée par l'équipe d'Oxley[14]

I 5 7 Effet des lubrifiants au contact outil/copeau

L'arrosage de la zone de coupe par du lubrifiant est courant en usinage pour abaisser les efforts de coupe et limiter le collage du métal usiné à l'outil, mais l'explication de cet effet est toutefois complexe. En effet, on peut certes admettre que le lubrifiant s'infilte par capillarité entre le copeau et l'outil aux basses vitesses de coupe, ce qui abaisse le coefficient de frottement et diminue les efforts, mais cela est moins susceptible de se produire lorsque la vitesse de coupe augmente puisque le mouvement du copeau chasse le lubrifiant dont l'efficacité diminue. Il est possible que le frottement soit alors gouverné soit par la formation d'un dépôt d'inclusions provenant du métal usiné (effet favorable des sulfures et effet néfaste de l'alumine, abrasive), soit par la diffusion d'éléments contenus dans l'outil localement porté à haute température, tels que le titane. L'effet principal de l'arrosage serait alors surtout thermique, en limitant les échauffements, avec des conséquences sur les conditions de contact qui restent à éclaircir [8].

I 6 Conclusion

La théorie de la coupe des métaux reste un art très difficile et très vaste, ses racines remontent à plus de cent ans déjà, les chercheurs commençaient petit à petit à utiliser les phénomènes physiques et mécaniques de base avec des hypothèses, au début, étaient simplificatrices (Modèle de Merchant ex.) pour devenir plus compliqués dans le but d'améliorer la compréhension exacte du phénomène de coupe. Les modèles analytiques présentés ci dessus sont limités au cas de la coupe orthogonale stationnaire avec copeau continu sans arête rapportée. Pour un premier ordre de grandeur, le modèle de Lee et Shaffer était satisfaisant lorsque des mesures permettent de choisir convenablement contrainte d'écoulement et conditions de frottement..Un modèle thermomécanique est plus satisfaisant sous réserve de connaître avec précision le comportement du matériau usiné.

En effet, L'approche d'Oxley utilise plusieurs relations empiriques permettant d'estimer la vitesse de déformation dans le plan de cisaillement et le champ de température dans le

copeau (Boothroyd). De plus, le comportement du matériau a été déterminé par des essais de compression dynamiques pour lesquels les vitesses de déformations ont faibles (maximum 500 s^{-1}). En réalité, les vitesses de glissement sont de l'ordre de 10^4 à 10^6 s^{-1} dans la zone primaire. Par conséquent, il est préférable d'identifier le comportement du matériau à usiner par des essais pour lesquels les vitesses sont assez élevées, par exemple lors des essais de torsion dynamique, les vitesses de déformation peuvent atteindre $5 \cdot 10^3 \text{ s}^{-1}$. Enfin, on peut dire que les résultats du modèle d' Oxley sont relatifs à une gamme de vitesses allant au maximum jusqu'à 400 m/min, et les forces d'inerties ne sont pas prises en compte[8].

Plusieurs problèmes dans la coupe des métaux restent encore à chercher:

- ✚ La difficulté du matériau, caractéristiques de l'outil, la nature de ce dernier n'est pas considérée, de même que sa rigidité et l'émoussement de son arête de coupe.
- ✚ Les conditions de contact restent encore à éclaircir, en particulier leur liaison avec l'emploi et la formule.
- ✚ La nature du lubrifiant, la teneur inclusionnaire du matériau et la composition chimique de l'outil.
- ✚ Formation d'une arête rapportée où le fractionnement du copeau semble difficile à prendre en compte, la coupe non orthogonale.
- ✚ Condition stationnaire Il serait également utile de pouvoir s'écarter des conditions de stationnarité pour pouvoir décrire des procédés où l'avance varie, tels que le fraisage.

Références

- [1] Xavier Soldani, *Modélisation de l'usinage à grande vitesse et étude de l'usure en cratère, application au tournage*. Thèse de doctorat des sciences. Docteur de l'université Paul Verlaine, Metz. p.17-20. 2008
- [2] Alexandre Toumine, *Cours d'usinage*. Groupe conception production. INSA de Lyon. France.
- [3] Trent E.M., Wright P.K., *Metal Cutting*. 4^{ème} édition. 2000
- [4] Tresca, H., *Mémoires sur le Rabotage de Métaux*. Bulletin de la Société 'Encouragement pour L'industrie Nationale'. p. 585 et 685. 1873
- [5] Childs, T., Maekawa, K., Obikawa, T. et Yamane, *Metal Machining Theory and Applications*. London: Arnold. 2000
- [6] P.J.Arazola, F.Meslin, J-C.Hamann et F. Le Maître, *Numerical Cutting Modeling with abaqus/Explicit 6.1*. Ecole Centrale de Nantes-Laboratoire Mécanique et Matériaux, 44320 Nantes, France. p.10. 2002
- [7] Mallock, *the Action of Cutting Tools*. Proceedings de la Societé Royale de London, p. 127. 1881-1882

- [8] Pierre Gilormini, *Modélisation de la coupe des métaux*. Ingénieur de l'École Centrale de Paris, Docteur ès Sciences, Chargé de Recherche au CNRS au Laboratoire de Mécanique et Technologie de l'École Normale Supérieure de Cachan, B7041. 2008
- [9] MERCHANT (M.E.), *Mechanics of the metal cutting process. I. Orthogonal cutting and a type 2 chip*. Journal de Physique Appliqué (USA), Institut Américain de Physique. New York. 1945
- [10] MERCHANT (M.E.), *Mechanics of the metal cutting process. II. Plasticity conditions in orthogonal cutting* (Mécanique de l'usinage des métaux. II. Journal de Physique Appliquée (USA), Institut Américain de Physique, New York. 1945
- [11] JOHNSON (W.), SOWERBY (R.) et VENTER (R.D.), *Plane strain slip line fields for metal deformation processes*. Un ouvrage de base et une bibliographie. 364 pages. Pergamon Press. Oxford. 1982
- [12] LEE (E.H.) et SHAFFER (B.W.), *The theory of plasticity applied to the problem of machining*. Journal de Mécanique Appliquée (USA). New York. 1951
- [13] Oxley, P. L. B, *The Mechanics on Machining: an analytical approach to assessing machinability*. Ellis Horwood Limite, Chichester. 1989
- [14] Stevenson, M. G., Oxley, P.L.B, *An experimental investigation of the influence of speed and scale on the strain-rate in a zone of intense plastic deformation*. Proceedings de l'institut de mécanique, 184, pp. 561-576. 1969
- [15] Degarmo, E. P., Black, J. T. et Kohser, R. A., *Materials and Processes in Manufacturing*. Prentice-Hall International Inc., 1997
- [16] P. Gilormini, *Contribution à la modélisation de la formation du copeau en usinage des métaux*, Thèse, ENS des Mines Paris. 1982
- [17] Boothroyd, G. *Temperatures in Orthogonal Metal Cutting*. Proceedings de l'institut de mécanique, pp. 789-802. 1963
- [18] RAPIER (A.C.), *A theoretical investigation of the temperature distribution in the metal cutting process*. Journal Britannique de Physique Appliquée (GB), 5, p. 400-405, 9 fig., bibl. (8 réf.), IOP, Bristol. 1954
- [19] François Leroy, *Physique de la coupe des métaux*. Technique de l'ingénieur. B7040. 1993
- [20] François Leroy, *Endommagement des outils de coupe*. Technique de l'ingénieur. B7042. 1993
- [21] Gérard Poulachon, *Usinabilité des matériaux difficiles Application aux aciers durcis*. Technique de l'ingénieur. B7048

Chapitre II
Effets Thermiques
Associés à la Coupe des Métaux

II 1 Introduction

Origine de la chaleur produite:

Deux phénomènes distincts contribuent au dégagement de la chaleur:

- ✚ La déformation plastique,
- ✚ le frottement à l'interface outil/copeau.

Le premier phénomène affecte tout le volume du copeau produit, le second est localisé aux surfaces en mouvement relatif: écoulement du copeau le long de la surface d'attaque de l'outil. Accessoirement, le frottement entre la pièce usinée et les bords des faces en dépouille, au voisinage de l'arête tranchante, peut également être une cause d'élévation de température de l'outil.

Depuis les expériences de Joule, il est bien connu que le travail de frottement peut être considéré comme intégralement converti en chaleur. Cependant, en ce qui concerne le phénomène de déformation, le problème est un peu plus complexe. En effet, toutes les déformations entraînent des modifications de l'état physique du métal (écrouissage), auxquelles correspond une augmentation de l'énergie interne. L'énergie ainsi emmagasinée peut, au moins théoriquement, être récupérée lors du passage inverse de l'état écroui à l'état cristallin, passage qui s'effectue spontanément si la température est suffisamment élevée (recuit). Mais cette énergie ne correspond visiblement qu'à une partie de l'énergie mécanique qu'il a fallu fournir pour produire la déformation qui s'accompagne en effet d'un dégagement instantané de la chaleur.

La question importante est donc de connaître la proportion d'énergie mécanique de déformation qui se trouve être convertie directement en chaleur et la proportion emmagasinée dans le métal écroui sous forme d'énergie interne. La conclusion évidente de différentes recherches tels que Taylor[1][2], est que l'énergie emmagasinée dans le métal écroui ne représente qu'une faible fraction de l'énergie de déformation. Le reste, soit la quasi-totalité, est converti instantanément en chaleur. Cette observation a été confirmée par de nombreux travaux plus récents [3], [4], [5].

II 2 Importance des effets thermiques

La quantité de chaleur dégagée pendant la coupe va avoir pour principal effet d'élever sensiblement la température de la pièce, de l'outil et du copeau dans la zone voisine de l'arête de coupe. De nombreux chercheurs ont essayé de préciser le partage de la quantité de chaleur dégagée entre copeau pièce et outil. D'après Loewen et Shaw[6], donne, dans le cas de tournage, l'évolution de la répartition de l'énergie thermique en fonction de la vitesse de

coupe usuelles (V_c supérieur à 50 m/min), on observe que la plus grande part de l'énergie est évacuée par le copeau, alors qu'une fraction voisine de 10% est dirigée vers l'outil, le complément allant vers la pièce. Pour les corps usinés, généralement bien plus volumineux que les outils, l'échauffement qui résulte de l'apport de chaleur est peu élevé. Par contre pour les outils, la faible fraction d'énergie thermique évacuée provoque un échauffement bien plus important, surtout dans la couche superficielle.

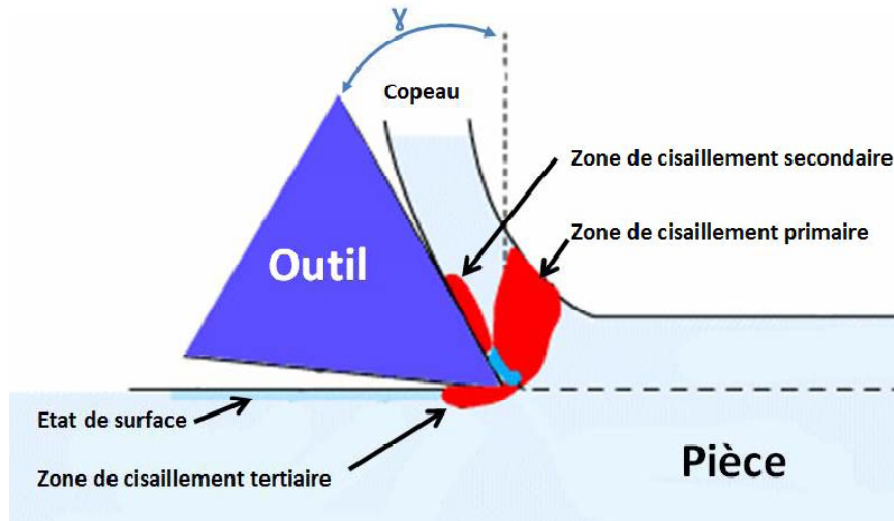


Figure (II-1) Origine de la chaleur produite

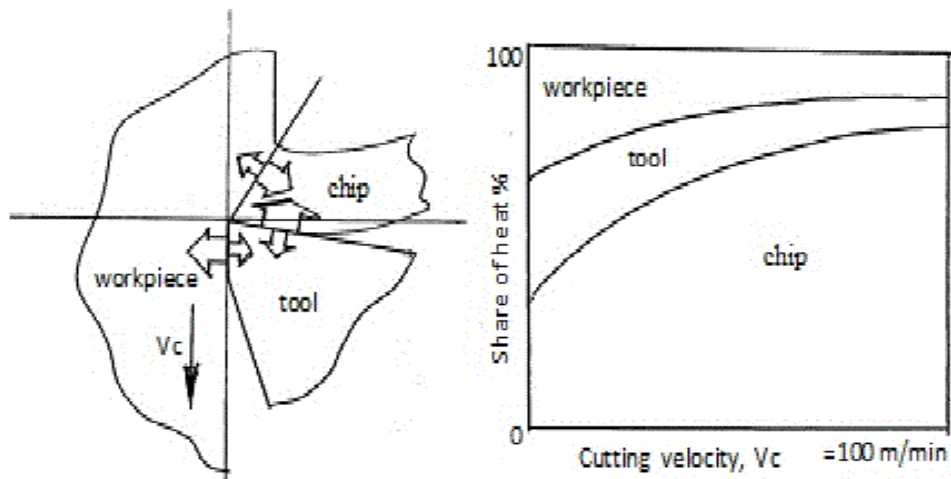


Figure (II-2) Partage de la chaleur évacuée entre outil/pièce/copeau [16]

II 3 Température de coupe:

Les zones de déformation du copeau et de frottement copeau/outil étant relativement restreintes, il en résulte d'importantes variations de température dans les volumes directement affectés par le dégagement de la chaleur. D'après les études de Boothroyd[8], on montre que le gradient de température, dans l'outil peut atteindre les 200°C/mm. Dans ces conditions, il est délicat de définir une température de coupe. Si bien qu'en général, la température de coupe représente une valeur moyenne du champ thermique d'une zone particulièrement sollicitée, telle que l'interface outil/copeau pour un outil, ou la zone de contact meule pièce dans le cas de la rectification.

II 4 Caractéristique thermique de coupe:

La principale particularité du phénomène de la coupe est son caractère adiabatique. J. Pomey définit ainsi une déformation adiabatique. Pendant la déformation, non seulement il n'y a pas d'échange de chaleur avec le milieu ambiant, mais aussi il n'y a pas d'écoulement de chaleur dans la matière même. Chaque élément de volume garde la chaleur qui y est dégagée par le travail interne. Cette condition est d'autant mieux réalisée, que la vitesse de déformation est élevée et que la diffusivité thermique du matériau est faible.

II 4 1 Effets de la température de coupe élevée sur l'outil et la pièce

L'effet de la température de coupe, particulièrement quant elle est élevée, est nuisible pour l'outil de coupe et la pièce.

Les effets néfastes sur l'outil de coupe sont:

- ✚ L'usure, qui réduit la durée de vie de l'outil de coupe
- ✚ La déformation plastique des arêtes de coupe si le matériau de l'outil n'est pas assez dur.
- ✚ 'Thermal flaking', et endommagement des arêtes de coupe dus aux chocs thermiques.
- ✚ Formation de l'arête rapportée.

Les effets néfastes de la température sur la pièce:

- ✚ Le manque de précision des dimensions de la pièce à cause de la distorsion thermique, l'expansion et la contraction durant et après l'usinage.
- ✚ Endommagement de la surface par oxydation, corrosion rapide, inflammation.
- ✚ Induction des contraintes résiduelles sur la surface.

Cependant, souvent la température de coupe élevée permet la réduction des forces de coupe et la puissance de coupe consommée à un point par la réduction de force de cisaillement.

II 5 Détermination de la température de coupe [16]

La température de coupe est nécessaire pour être connue ou évaluée pour faciliter:

- ✚ L'usinabilité qui est jugée principalement par les forces de coupe et la température et la durée de vie.
- ✚ Conception et sélection des outils de coupe.
- ✚ Evaluation du rôle de la variation des différents paramètres d'usinage sur la température de coupe.
- ✚ Sélection et application des fluides de coupe.
- ✚ Analyse de la distribution de la température sur l'outil de coupe, la pièce et le copeau.

Les températures les plus intéressantes sont:

- ✚ θ_s : température moyenne de la zone de cisaillement
- ✚ θ_i : température moyenne sur l'interface outil/copeau.
- ✚ θ_s : température à l'interface outil/ pièce.
- ✚ θ_{moy} : température de coupe moyenne.

La température de coupe peut être déterminée par deux méthodes:

✚ Analytiquement, utilisant des modèles mathématiques (équations). Cette méthode est simple et rapide et moins coûteuse mais n'est pas précise. Cameron Kai-Ming Chen [9] construit une routine décrite par Oxley[10], partagée en modules, chaque module permet le calcul de certains grandeurs par une méthode analytique, comme la température à l'interface, la température moyenne dans le copeau, les déformations plastiques,...en fonction de l'avance, les vitesses de coupe, l'angle de cisaillement, il a pris comme modèle constitutif celui de Johnson Cook, la figure ci dessous montre la température moyenne dans le copeau pour l'usinage de l'acier, le cuivre, l'aluminium et l'alliage d'aluminium.

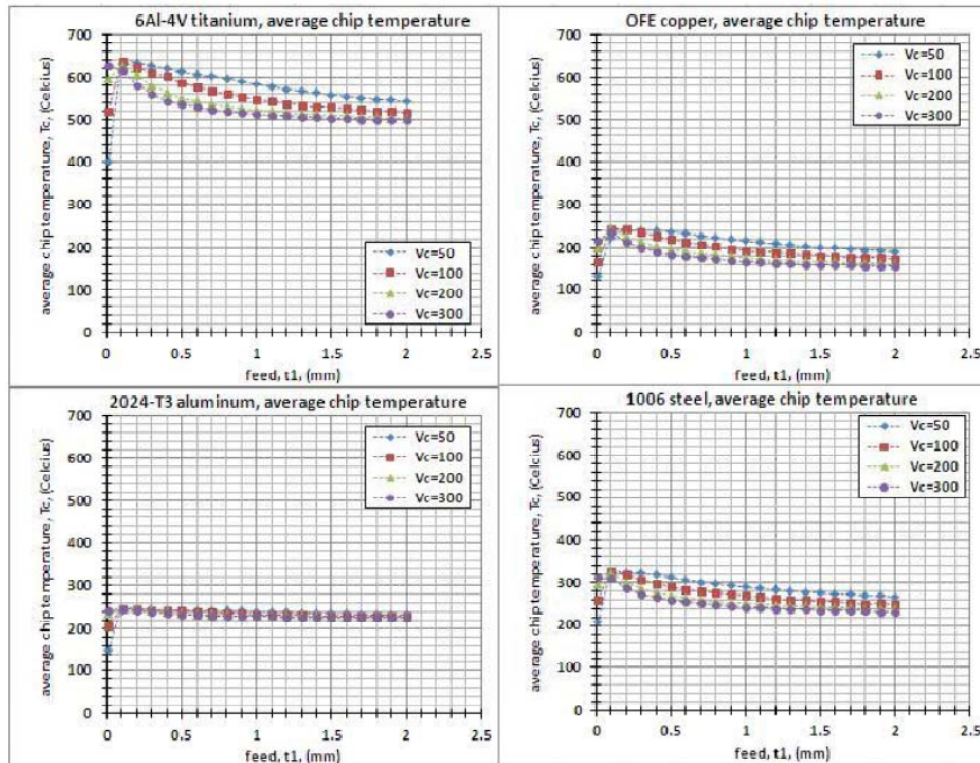


Figure (II-3) Température moyenne dans le copeau en fonction de l'avance et la vitesse de coupe[9]

- ✚ Expérimentalement, précise mais coûteuse et ne doit pas être négligée.
- ✚ Numériquement, cette méthode est largement utilisée pour la simulation de l'usinage pour diminuer le coût et augmenter la performance technique. Voir chapitre III

II 6 Estimation analytique de la température de coupe, θ_s [16]

II 6 1 Température de coupe moyenne dans la zone de cisaillement, θ_s

Une méthode simple est présentée ici:

L'énergie de coupe par unité de temps, $PzVc$ est utilisée pour causer le cisaillement primaire et le frottement sur la face d'attaque comme:

$$V_c P_z = P_s V_s + F V_f \quad (\text{II-1})$$

Où: V_s : vitesse le long du plan de cisaillement, V_f : vitesse moyenne du copeau, Alors:

$$P_s V_s = P_z V_c - F \cdot V_f \quad (\text{II-2})$$

$$\frac{A.q_1(Pz.Vc-F.V_f)}{J} = c_v a_f b_f Vc(\theta_s - \theta_a) \quad (\text{II-3})$$

Où: A: fraction de l'énergie de cisaillement converti en chaleur, q_1 : fraction de la chaleur allant vers le copeau de la zone de cisaillement, J: chaleur mécanique équivalente du copeau /matériau usiné, C_v : chaleur spécifique volumique du copeau, θ_a : température ambiante, a_1, b_1 : sections transversales du copeau non déformé

$$a_1 b_1 = t S_0$$

ainsi:

$$\theta_s = \frac{A.q_1(Pz.Vc-F.V_f)}{JtS_0 Vc} + \theta_a \quad (\text{II-4})$$

$$\theta_s = \frac{A.q_1(Pz-F/\xi)}{JtS_0 Vc} \quad (\text{II-5})$$

généralement A varie de 0.95 à 1 et q de 0.7 à 0.9 en usinage comme le tournage.

II 6 2 Température moyenne à l'interface outil/copeau, θ_i [16]

Utilisant deux paramètres adimensionnels, Q_1 et Q_2 et la relation entre les deux

D'après (Buckingham), on a:

$$Q_1 = C_1 \cdot Q_2^n \quad (\text{II-6})$$

$$\text{Où: } Q_1 = \left(\frac{C_v \theta_1}{E_c} \right) \quad (\text{II-7})$$

$$\text{Et } Q_2 = \left(\frac{Vc C_v a_1}{\lambda} \right)^{0.5} \quad (\text{II-8})$$

E_c : énergie de coupe spécifique, C_v : chaleur spécifique volumique, λ : conductivité thermique

C_1 : constante, n: index: 0.25, ainsi:

$$\theta_1 = C_1 E c \sqrt{V c a_1 / \lambda C v} \quad (\text{II-9})$$

II 7 Méthodes expérimentales pour la détermination de la température de coupe

Parmi $\theta_1, \theta_i, \text{ et } \theta_f$, θ_i est la plus grande et sa valeur est maximum et se trouve sur le milieu de la longueur de du copeau/outil de coupe.

Les méthodes expérimentales donnent généralement la valeur moyenne ou maximale, θ_i ; l'histoire de l'évolution des techniques permettent de donner la distribution de la température dans le copeau, l'outil et la pièce. Les méthodes expérimentales faisables sont:

La méthode calorimétrique: simple, n'est pas coûteuse, n'est pas précise et donne la température moyenne, agent décolorisant: une certaine peinture, ou teinture qui change de couleur avec le changement de température, thermocouple artificiel, thermocouple naturel, détection de la radiance à l'aide d'un thermomètre infrarouge, thermophysique, thermographie infrarouge, pyromètre à fibre optique, thermométrie IR avec fibre optique et thermomètre à micro résistance.

II 8 Rôle de la variation des paramètres d'usinage en fonction de la température de coupe

La valeur température de coupe est influencé par les paramètres de coupe, voire:

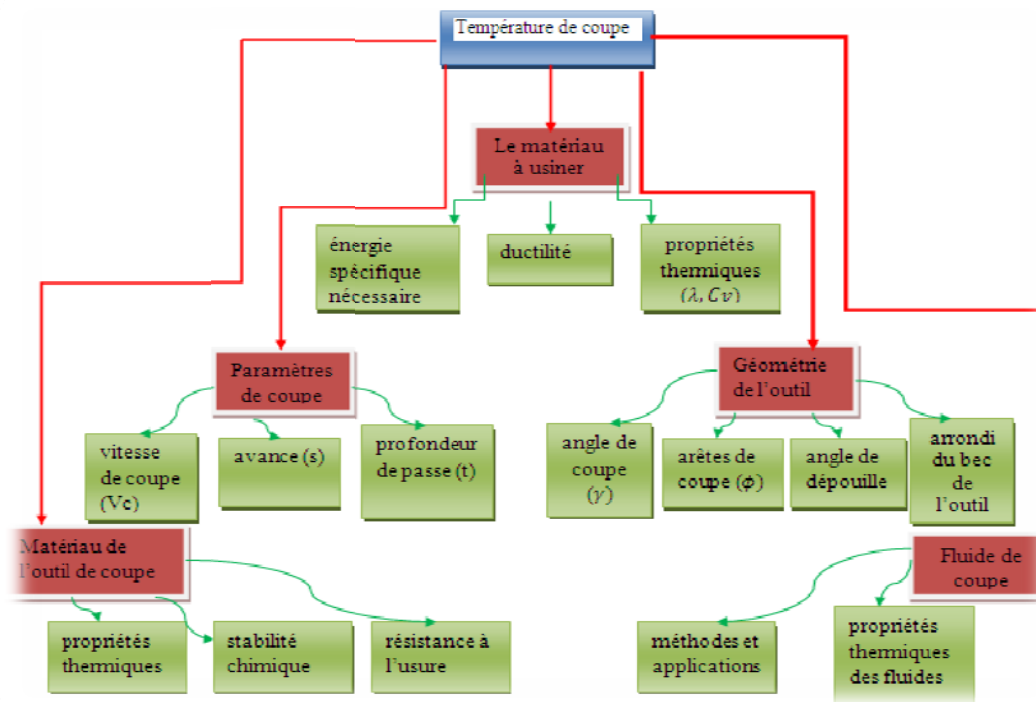


Figure (II-3') Paramètres ayant une influence sur la température de coupe[16]

Des chercheurs étudient, principalement, l'effet des paramètres de coupe sur la température de coupe; l'une des équations empiriques établie, est la suivante:

$$\theta_i = \frac{C_\theta (V_c)^{0.4} (S_0 \sin \phi)^{0.24} (t)^{0.105}}{\left(\frac{t}{S_0}\right)^{0.086} (r)^{0.11} (t S_0)^{0.054}} \quad [16] \quad (\text{II-10})$$

C_θ : une constante dépendant du matériau à usiner, cette équation montre que, parmi tous les paramètres, V_c affecte θ_i et le rôle de t n'est pas essentiel. La température de coupe dépend aussi de la géométrie de l'outil. L'équation stipule que θ_i peut être réduite par l'abaissement de l'angle de l'arête de coupe, ϕ , et élever l'arrondi du bec de l'outil r . l'élévation de l'angle de coupe, γ peut réduire la température de coupe par la réduction des forces de coupe, mais jusqu'à une certaine limite, la température augmente de nouveau, ceci est dû à la réduction de l'angle de l'arête de coupe.

Le refroidissement des outils de coupe prolonge la durée de vie des outils, en abaissant la température de la couche superficielle de l'outil, tout en maintenant une température élevée dans la zone de formation du copeau.

D'autres propriétés physiques des matériaux qui constituent l'outil semblent avoir une influence sur le comportement des outils de coupe. En particulier, Friedman et Lenz[11] ont montré que l'usure était réduite lorsque les plaquettes de coupe présentaient une conductivité thermique faible. Ils ont conclu qu'il est possible de développer des outils à tenue améliorée en élaborant des plaquettes de coupe à faible conductivité thermique.

A cela, on peut ajouter que les conditions de frottement copeau outil sont fortement dépendantes de la température. Pour beaucoup de métaux, le coefficient de frottement diminue avec la température, mais ce comportement n'est pas général notamment lorsque la température dépasse une certaine valeur.

II 9 Détermination de la température à l'interface outil-copeau par le modèle de Moufki, Molinari et Dudzinski[12]

Des températures supérieures à 1000°C peuvent être atteintes facilement à l'interface outil-copeau pendant l'usinage de matériaux durs. Ces températures très élevées affectent l'outil de coupe et limitent considérablement sa durée de vie. La température peut être mesurée expérimentalement néanmoins il est très important de déterminer cette température en utilisant des approches analytiques afin de développer des modèles prédictifs. Le problème thermique dans le copeau a été résolu par Moufki, Molinari et Dudzinski (1998). La solution

obtenue permet de calculer la distribution stationnaire de la température dans le copeau en fonction des conditions de coupe, et en fonction des propriétés du matériau usiné. Dans cette approche, le frottement à l'interface n'est plus décrit par un coefficient constant, mais dépendant de la température moyenne à l'interface. Aussi, l'influence dominante de la température sur le frottement est décrite par une loi identifiée à partir de l'expérience. Ici, on se contente de citer les principales étapes de cette résolution. Le problème thermique est schématisé sur la figure (II-4). Le contact à l'interface outil-copeau est supposé plan et glissant.

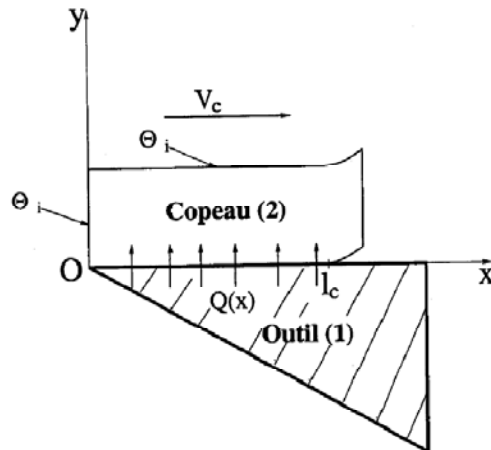


Figure (II-4) Une vue schématique des conditions aux limites utilisées pour la résolution du problème thermique du copeau

L'équation de la chaleur gouvernant l'évolution de la température dans le copeau est donnée par:

$$a \frac{\partial^2 \theta(x,y)}{\partial y^2} = Vc \frac{\partial \theta(x,y)}{\partial x} \quad (\text{II-11})$$

Où: $a=k/\rho c$: est la diffusivité thermique du matériau usiné, k est la conductivité supposée indépendante de la température, ρ est la masse volumique, c est la capacité calorifique.

Là encore, on considère que la diffusion de la chaleur dans la direction x est négligée devant celle dans la direction y . Les conditions limites du problème sont:

$$\theta(0, y) = \theta_i \quad (\text{II-12})$$

$$-k \frac{\partial \theta}{\partial y}(x, y = 0) = Q(x) \quad \theta_i = \tilde{\theta}_1 \quad (\text{II-13})$$

Avec:

$\theta_i = \tilde{\theta}_1$ est la température absolue à la sortie de la bande de cisaillement primaire obtenue par le modèle de Molinari et Dudzinski.

$Q(x)$ est la source de chaleurs surfacique due aux frottements supposés stationnaire; elle est donnée par la relation suivante:

$$Q(x) = \bar{\mu} V_c p(x) \quad (\text{II-14})$$

Il est admis ici que la totalité de la chaleur est transférée dans le copeau; cette hypothèse est vérifiée aux grandes vitesses de glissement du copeau,

μ : représente le coefficient de frottement moyen à l'interface outil-copeau,

$p(x)$ la distribution de la pression le long de l'interface calculée .

Le champs stationnaire de température est obtenu comme suit:

$$\theta(x, y) =$$

$$\theta_i + \frac{\bar{\mu} V_c p_0}{k} \sqrt{\frac{a}{\pi V_c}} \int_0^x \left(1 - \frac{x-u}{lc}\right)^\zeta \frac{1}{\sqrt{u}} \exp\left(-\frac{V_c y^2}{4au}\right) du \quad (\text{II-15})$$

La température à l'interface est calculée par:

$$\theta(x, y = 0) = \theta_{int}(x) =$$

$$\theta_i + \frac{\bar{\mu} V_c p_0}{k} \sqrt{\frac{a}{\pi V_c}} \int_0^x \left(1 - \frac{x-u}{lc}\right)^\zeta \frac{1}{\sqrt{u}} \exp\left(-\frac{V_c y^2}{4au}\right) du \quad (\text{II-16})$$

Le développement de l'expression donne:

$$\left(1 - \frac{x-u}{lc}\right)^\zeta = \frac{1}{lc^\zeta} \sum_{i=0}^{\zeta} C_\zeta^i (lc - x)^{\zeta-i} u^i \quad (\text{II-17})$$

$$\theta_{int}(x) = \theta_i + \frac{\bar{\mu} V_c p_0}{\sqrt{\pi k \rho c}} \left[\frac{1}{lc^\zeta} \sum_{i=0}^{\zeta} \frac{2}{2i+1} C_\zeta^i (lc - x)^{\zeta-i} x^{\frac{2i+1}{2}} \right] \quad (\text{II-18})$$

Avec:

$$C_\zeta^i = \frac{\zeta!}{(\zeta-i)!i!} \quad (\text{II-19})$$

La température moyenne à l'interface définie par:

$$\bar{\theta}_{int} = \frac{1}{lc} \int_0^{lc} \theta_{int}(x) dx \quad (\text{II-20})$$

$$\bar{\theta}_{int} = \theta_i + \bar{\mu}(\bar{\theta}_{int}) p_0 \sqrt{\frac{v_c lc}{\pi k \rho c}} \sum_{i=0}^{\zeta} \frac{2}{2i+1} C_{\zeta}^i \left(\sum_{i=0}^{\zeta} (-1)^j C_{\zeta-i}^j \right) \frac{2}{2(i+j)+3} \quad (\text{II-21})$$

Le coefficient de frottement moyen à l'interface outil/ copeau est supposé dépendre de la température moyenne à l'interface.

Dans l'équation (II-21), le coefficient moyen de frottement p est supposé dépendre de la température moyenne à l'interface. Le frottement peut être également influencé par d'autres paramètres tels que la dureté des matériaux en contact, la pression de contact, la nature du troisième corps etc. Cependant comme les températures observées à l'interface sont très importantes (atteignant les 1200°C pour certains couples outil/pièce), on suppose que le frottement est principalement contrôlé par l'échauffement. De cette manière, la loi donnant μ en fonction de θ_{int} va être identifiée à partir de données expérimentales.

II 10 Conséquences de l'élévation de la température de coupe

Certes, il y a bien d'autres phénomènes à prendre en compte dans l'étude du comportement thermique du système outil/pièce/copeau (réactions chimiques, chocs thermiques);

Toutes les relations exprimant la durée de vie d'un outil montrent qu'à une augmentation de la température correspond une baisse sensible de la durée de vie de l'outil. Cette règle générale est le résultat d'effets qui contribuent globalement à favoriser l'usure.

- ✚ Abaissement des caractéristiques mécaniques de l'outil

- ✚ Accélération du mécanisme de diffusion des composants de l'outil chocs thermiques ...

En général, on distingue trois modes d'usure essentiels l'abrasion, l'adhésion et la diffusion. Aux grandes vitesses de coupe, le gradient de température à l'interface outil-copeau est particulièrement important. La diffusion étant le seul phénomène thermiquement activé (contrairement à l'abrasion et à l'adhésion, elle demeure le mode d'usure prépondérant aux

hautes températures. La perte par diffusion des composants chimiques réduit considérablement la résistance mécanique de l'outil et son efficacité.

II 11 Bilan énergétique de la mise en forme (Eric Felder 2014, technique de l'ingénieur)

Phénomènes volumiques [4]

Toute opération de mise en forme qu'elle que soit à chaud ou à froid, fait intervenir la température, celle-ci fait chauffer la pièce à cœur, cet échauffement va s'ajouter sur une partie de la surface de la pièce et de l'outil un échauffement induit par glissement du métal sur l'outil. L'équation thermique d'un écoulement plastique:

$$\rho c \frac{dT}{dt} = \text{div}(k \text{grad} T) + \gamma_d \sigma_0 \dot{\bar{\epsilon}} \quad (\text{II-22})$$

Avec

$$\gamma_d = 1 - \rho \frac{\partial u}{\partial \bar{\epsilon}} / \sigma_0 \quad (\text{II-23})$$

L'énergie interne d'un alliage dépend également de sa déformation élastique, mais cette énergie n'étant pas dissipée. L'équation précédente (2-22) reste valide pour un corps élasto-plastique. La déformation plastique étant incompressible.

$$\rho = \rho(T); k = k(T); c = \frac{\partial U}{\partial T} = c(T) \quad (\text{II-24})$$

La distribution de la température dans l'outil T^0 est régie par une équation analogue à l'équation (2-22), avec pour seules différences le fait que les diverses grandeurs physiques sont celles relatives au matériau de l'outil : k^0, ρ^0, c^0 et que le terme de dissipation thermique n'existe pas, soit l'équation :

$$\rho^0 c^0 \frac{dT^0}{dt} = \text{div}(k^0 \text{grad} T^0) \quad (\text{II-25})$$

Dans cette équation, on suppose, en principe que le matériau ne subit pas de transformation physique, avec variation de l'énergie interne. Néanmoins, le plus souvent, on peut utiliser cette équation et l'équation (II-22) pour décrire la distribution de température dans un alliage

métallique subissant une transformation progressive dans un intervalle de température incluant la variation de l'énergie interne correspondante dans le terme de capacité thermique volumique.

Analyse qualitative des problèmes thermiques

2 11 1 Energie effectivement dissipée

L'équation (II-22) exprime qu'une fraction $\alpha_d \leq 1$ seulement de l'énergie de déformation plastique est effectivement dissipée, la fraction complémentaire $(1 - \alpha_d)$ restant stockée dans l'alliage métallique comme l'énergie de champs de déformation élastique induits par les défauts du réseau cristallin qui se forment au cours de la déformation, dislocations principalement.

La mesure de cette fraction α_d peut se faire par déformation plastique d'un matériau dans un calorimètre et comparaison de l'énergie mécanique apportée à l'éprouvette et de la quantité de chaleur apparaissant dans le calorimètre. On peut aussi mesurer la variation de température du matériau ΔT induite par une déformation plastique, assez rapide pour que les pertes thermiques dans l'environnement soient négligeables et que cette transformation puisse être considérée comme adiabatique, et comparer la variation d'énergie interne correspondante $\rho c V \Delta T$ à l'énergie mécanique apportée.

Les phénomènes responsables du frottement du métal sur l'outil se produisant dans une couche d'épaisseur très petite devant leur dimensions et leur profondeur affectée thermiquement, on considère que l'énergie dissipée par frottement l'est entièrement sous forme de chaleur et se répartit par conduction thermique entre le métal et l'outil.

Des constatations confirment que la fraction de l'énergie mécanique de mise en forme stockée sous forme de défauts cristallins, contraintes résiduelles ...peut être négligée.

2 11 2 Compétition conduction/convection

L'équation (II-22) montre que l'énergie dissipée dans la déformation plastique d'un élément de matière tend à élever sa température, l'échauffement résultant étant le résultat d'une compétition entre deux phénomènes **ANTAGONISTES**:

- ✚ La vitesse de l'élément de matière (u) en régime permanent (copeau) qui tend à lui conserver l'énergie apportée $\sigma_0 \bar{\epsilon}$. Ce transfert de chaleur réduit les échanges chaleur entre éléments voisins et entre le métal et l'outillage.

- ✚ La conduction thermique proportionnelle à la conductivité thermique du métal, k et qui tend à communiquer cette énergie aux éléments de matière environnants.

2 11 3 Couplage thermomécanique

Les équations mécaniques de l'écoulement sont couplées à l'équation thermique par la loi rhéologique:

$$\sigma_0 = g(\bar{\varepsilon}, \dot{\bar{\varepsilon}}, T) \quad (\text{II-26})$$

σ_0 : contrainte d'écoulement plastique.

- ✚ Dans le cas d'un faible effet thermique

C'est-à-dire dans le cas où l'effet de champs de température est faible sur σ_0 est faible. Le problème est alors purement mécanique (écoulement plastique), il fallait seulement résoudre le problème mécanique et supposer que la pièce est isotherme.

- ✚ Dans le cas d'un écoulement adiabatique

En faisant une approximation, les équations mécaniques et l'équation de chaleur sont résolues avec k nulle dans la pièce.

- ✚ Dans le cas général

Résoudre simultanément les équations thermique et mécaniques dans l'outil et la pièce, ce qui soulève les difficultés.

2 11 4 Caractéristiques thermophysiques des alliages métalliques

Un tableau rassemble les propriétés thermophysiques des alliages à température de 20°C et à chaud à 500°C en Annexe.

2 11 5 Conditions aux limites et conséquences

Les conditions régissant les transferts thermiques à la surface de la pièce:

- ✚ En un point de la surface d'un corps solide, pièce ou outil, de normale unitaire n , où la température vaut T_s , le flux de chaleur superficiel \emptyset , compté positivement dans le cas d'un apport, négatif dans le cas contraire, s'écrit par la loi de Fourier :

$$\emptyset = -q \cdot n = k \text{grad} T \cdot n \quad (\text{II-27})$$

Un fluide de température T_e imposera un flux d'extraction par convection auquel s'ajoute un flux par rayonnement:

$$\Phi = -h(T_s - T_e) + \varepsilon\sigma T_s^4 = -(h + h'(T_s))(T_s - T_e) \quad (\text{II-28})$$

Avec:

ε : Émissivité de la surface, maximum (=1)

h : Coefficient de transfert thermique ($\text{W}/\text{m}^2\text{K}$)

σ : Constante de transfert thermique par rayonnement ($5.67 \text{ E}^{-8} \text{ Wm}^{-2} \text{ K}^{-4}$)

Le rayonnement peut être caractérisé par un coefficient de transfert h' , de valeur fortement croissante avec la température T_s . L'expérience montre que h , coefficient de transfert de chaleur par convection est une fonction légèrement décroissante de la température T_s et croit fortement avec le débit du fluide.

✚ En un point de l'interface entre la pièce en mise en forme de température superficielle T_s et l'outil de température superficielle T_{s_0}

Les flux de chaleur superficiels de la pièce et l'outil sont respectivement : Φ et Φ^0 .

La condition d'évacuation par conduction de l'énergie dissipée par frottement;

$$\Phi_f + \Phi_f^0 = \tau\Delta u \quad (\text{II-29})$$

$$\Phi_f = \gamma_f \tau\Delta u \quad (\text{II-30})$$

$$\Phi_f^0 = (1 - \gamma_f) \tau\Delta u \quad (\text{II-31})$$

γ_f est la portion du flux dissipé par frottement passant du côté de la pièce.

✚ Contact parfait

Une condition aux limites supplémentaire, dans le cas du contact parfait thermiquement. Alors nous avons:

$$T_S = T_S^0 \quad (\text{II-32})$$

✚ Contact imparfait

En présence des aspérités (rugosités, films intercalaires d'oxydes, de lubrifiants,...), il s'avère une résistance de contact (inverse à la conductance thermique), h'' , alors les flux superficiels des deux antagonistes sont alors de la forme:

$$\phi = \phi_f + \phi_c \quad (\text{II-33})$$

$$\phi = \phi_f^0 - \phi_c \quad (\text{II-34})$$

L'interface est traversé par un flux ϕ_c proportionnel à la différence de température des deux corps

$$\phi_c = -h''(T_S - T_S^0) \quad (\text{II-35})$$

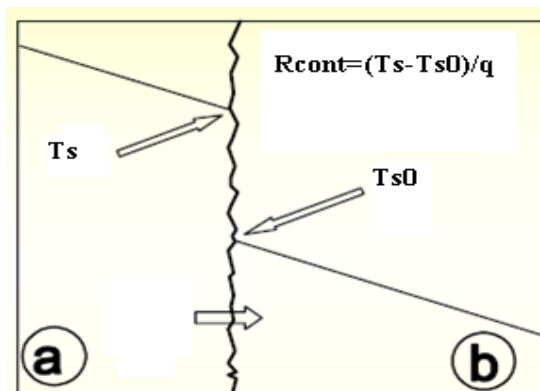


Figure (II-6) Contact imparfait entre deux solides

	Sans fluide à l'interface		Avec fluide à l'interface	
	Résistance de contact En $10^{-4} \text{m}^2 \text{K/W}$		Interface d'aluminium (pression de 10^5N/m^2)	Résistance de Contact
Pression de contact	100 KN/m²	100000 KN/m²	Air	2.75
Acier inoxydable	6-25	0.7-4.0	Hélium	1.05
Cuivre	1-10	0.1-0.5	Hydrogène	0.720
Magnésium	1.5-3.5	0.2-0.4	Huile de silicone	0.525
Aluminium	1.5-5.0	0.2-0.4	Glycérine	0.265

Figure (II-7) Résistance de contact entre quelques matériaux
En fonction de la pression de contact[15]

II 11 7 Conséquences de l'évolution thermique après la mise en forme

L'évolution de la température moyenne, T , à partir de la température initiale T_i , vérifie l'équation de bilan:

$$V\rho c \frac{dT}{dt} = -sh(T - T_e) \quad (\text{II-36})$$

$$T = T_e + (T_i - T_e) \exp\left(-\frac{t}{te}\right) \quad (\text{II-37})$$

en posant: $te = \frac{\rho c V}{hS}$

On a donc une évolution exponentielle de la température vers le milieu ambiant, cette décroissance étant caractérisé par le temps te .

ρc dépend assez peu avec la nature du matériau.

L'équation exponentielle de la température est valable pour un corps de température uniforme, soit k est infini ou de petite dimension; dans d'autres termes, le gradient de température est nul dans le corps.

Les condition aux limites s'écrivent:

$$\emptyset = k \frac{\partial T}{\partial Z} \left(z = \frac{H}{2} \right) = -h(T_s - T_e) \quad (\text{II-38})$$

Avec:

$$2k \frac{(TM - Ts)}{H/2} \approx h(T_s - T_e) \quad (\text{II-39})$$

2 11 8 Couplage thermomécanique fort: cas des déformations à froid

Dans le cas de la mise en forme à chaud, l'effet thermique tend à diminuer la contrainte d'écoulement, mais la valeur élevée du coefficient de viscoplasticité m qui se situe couramment entre 0.1 et 0.15 tend à limiter la concentration de déformation dans les zones affaiblies thermiquement. Le couplage thermomécanique reste donc faible. Dans le cas de la mise en forme à froid, le coefficient m du métal est de l'ordre de 0.01.

La rhéologie d'un certain nombre d'alliages durs (TiAl6V, alliage réfractaire de Nickel, acier inoxydable, acier à outils...) peut être présenté en première approximation par:

$$\sigma_0 = \sigma_1 \bar{\epsilon}^n \exp(-\delta \Delta T) \quad (\text{II-40})$$

En conditions adiabatiques, l'élévation de température est donc:

$$\rho c dT = \sigma_1 \bar{\epsilon}^n \exp(-\delta \Delta T) d\bar{\epsilon} \quad (\text{II-41})$$

L'intégration est immédiate et donne l'échauffement ΔT

$$\frac{\rho c}{\delta} (\exp(\delta \Delta T) + 1) = \frac{\sigma_1}{1+n} \bar{\epsilon}^{1+n} \quad (\text{II-42})$$

$$\sigma_0 = \frac{\sigma_1 \bar{\epsilon}^n}{1 + \frac{\delta \sigma_1 \bar{\epsilon}^{1+n}}{\rho c (1+n)}} \quad (\text{II-43})$$

II 12 Phénomènes superficiels (par Eric Felder, technique de l'ingénieur, 2014)[5]

L'évolution thermique superficielle du métal et des outils lors de la mise en forme, à froid ou à chaud conditionne la qualité superficielle du produit fini, le transfert thermique aux outillages impose la température superficielle du métal. Ainsi, le frottement du copeau d'acier

sur l'outil de tournage échauffé fortement l'outil de coupe dont la durée de vie décroît quant sa température de travail augmente. Comme a été dit auparavant, que les méthodes par élément finis sont incapables de résoudre les problèmes à effet thermique fort couplés aux contraintes plastiques, l'auteur utilise un modèle dit 'modèle parabolique' pour l'évolution thermique d'un corps induit par un flux thermique superficiel.

L'analyse de ces évolutions thermiques se fait par le calcul direct du régime thermique établi.

II 12 1 Cas du tournage

Dans le cas d'un outil en contact permanent avec le métal; la traversée du cisaillement primaire s'effectue de manière quasi-adiabatique.

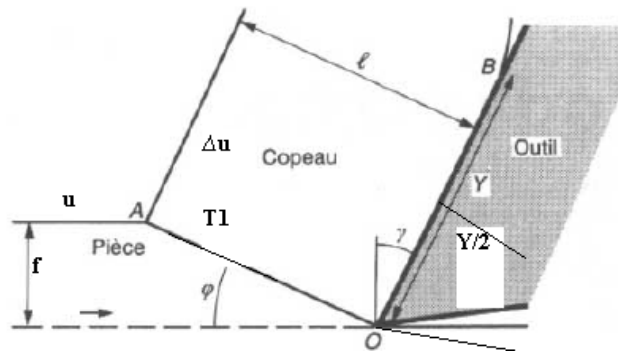


Figure (II-8) Modèle de Merchant [13][14]

La température de contact T_s est donnée par la forme suivante:

$$\bar{T}_s = T_1 - x \left(\frac{y}{Y} \right) (T_1 - T^0 + 0.56 \Delta T_f) \quad (\text{II-44})$$

$$+ \left\{ \begin{array}{l} \Delta T_f \sqrt{\frac{y}{Y}} \quad y \leq \frac{Y}{2} \\ \Delta T_f \left(\sqrt{\frac{y}{Y}} - \frac{4}{3} \left(\frac{y}{Y} - \frac{1}{2} \right)^{\frac{3}{2}} \right) \quad \frac{Y}{2} \leq y \leq Y \\ T_1 = \frac{\sigma_0 \Delta \varepsilon_1}{\rho c} \quad \Delta T_f \approx \frac{\bar{m} \sigma_0 \sqrt{\gamma \Delta u}}{b \sqrt{2}} \\ x \left(\frac{y}{Y} \right) = \left(\frac{3 \sqrt{1.5} k^0}{b \sqrt{Y \Delta u} + \sqrt{6} k^0} \right) \sqrt{\frac{y}{Y}} \end{array} \right. \quad (\text{II-45})$$

$$\text{Où : } T_1 = T_i + \frac{\sigma_0 \Delta \varepsilon_1}{\rho c} \quad (\text{II-46})$$

T_1 : Température du métal, k^0 : Conductivité thermique de l'outil, \bar{m} : Coefficient de frottement de Tresca, σ_0 : contrainte d'écoulement plastique, Y : longueur du glissement de l'outil sur la pièce, x : position de la tranche de métal à l'intérieur de la zone de déformation, u : vecteur vitesse, Δu : vitesse de glissement

De l'équation (II-45), l'auteur tire certaines conclusions;

Le flux extrait par l'outil de coupe proportionnel à k^0 tend à réduire la température de l'outil et de copeau. Mais l'application numérique montre que cette effet décroît fortement quand la vitesse d'usinage croît, ainsi la fraction d'énergie absorbée par l'outil et la pièce est faible, en conséquence, l'échauffement de l'outil est en première approximation, inversement proportionnel à l'effusivité thermique du métal usiné, ainsi s'expliquent les échauffements élevés lors de l'usinage des aciers inoxydables et les alliages de titane, même à des vitesses de l'ordre de 60 m/min. Par voie de conséquences, les mécanismes de dégradation des outils thermiquement activés (abrasion, adhésion, diffusion, réaction chimique, ...) limitent considérablement la gamme des vitesses de coupe de ces alliages peu conducteurs de chaleur. Trent[3] a déterminé le profil de température de la surface de travail de l'outil de coupe lors de l'usinage de l'acier extra doux en observant des modifications de structure induites dans l'outil en acier rapide. Ces échauffements sont équivalents à un traitement de revenu.

II 13 Conclusion1

L'auteur a modélisé les divers phénomènes conditionnant l'évolution thermique superficielle dus aux frottements d'interfaces et volumique au cœur du métal et de l'outil lors de la mise en forme, cas particulier, l'usinage qui est le sujet de cette thèse.

L'usinage étant l'un des procédés de mise en forme où les propriétés thermomécaniques sont forts, car le matériau, subit la déformation à froid, par conséquent les contraintes plastiques mises en jeu sont très importantes, le temps du passage du matériau de l'état cristallin à l'état écroui est bref ce qui rend le matériau adiabatique.

L'évolution thermique superficielle de l'outil et les conséquences sur son état de contraintes superficielles, sa fatigue thermique et les évolutions structurales des aciers à outils responsables sur l'évolution de la dureté superficielle sont discutées dans ce paragraphe.

A faible effet thermique, les déformations plastiques d'un matériau peuvent être simulées numériquement, par contre dans le cas d'un effet thermique fort, (filage à chaud, usinage, les essais de compression et de torsion...), nécessitant ainsi une modélisation et une simulation numérique très performante.

II 14 Prédiction et Surveillance de la Température de Coupe, Simulation du Procédé de Fraisage de face[18]

Dans cette partie, une nouvelle procédure pour évaluer la température de coupe lors d'une opération de fraisage de face. L'étude du comportement thermique est importante comme a été prouvé dans le chapitre I et II car la durée de vie des outils de coupe espérée est limitée par sa température de coupe. Des essais de mesure de température ont été menés sur la pointe de la fraise en carbure de tungstène juste à l'arrêt, ont montré qu'il existe une chute de température dans les valeurs relevées. Ceci est dû au phénomène de ventilation créée par la rotation de la fraise, qui, en fait, nécessite le recours au phénomène de transfert de chaleur et plus précisément le coefficient global de transfert de chaleur[17] à l'interface comme fonction de la vitesse de coupe. La température de travail est déterminée en résolvant l'équation de la chaleur dans la fraise assimilée à une ailette courte en introduisant l'analogie électrique et une méthode inverse, le modèle est validé théoriquement et numériquement. Les résultats sont en bon agrément.

II 14 1 Introduction Durant l'usinage, la chaleur est générée au niveau de la pointe de l'outil à partir de 3 sources comme est indiqué auparavant, ces sources sont responsables du développement de la température de coupe:

- ✚ Première zone de déformation où la majorité de l'énergie est convertie en chaleur.
- ✚ Seconde zone de déformation au niveau du frottement à l'interface outil/copeau, ici, une quantité de chaleur en outre est générée.
- ✚ Et la 3^{ème} zone due au frottement entre la face de dépouille et la surface finie. La portion de chaleur conduite vers l'outil, pièce et copeau dépend de la configuration, la taille, la conductivité thermique de l'outil, de la pièce et des conditions de coupe.

Récemment, Lazohlu et Altintas ont appliqué la méthode de FDM, pour la première fois pour la prédiction du champ de température en régime stationnaire et la variation de température en régime transitoire dans le cas de fraisage (coupe interrompue) de différents matériaux comme l'acier et les alliages d'aluminium[19] en coordonnées cylindriques polaires pour l'outil, voir[20][21].

L'approche analytique dans le cas de fraisage est très difficile due à la coupe interrompue et l'épaisseur non uniforme du copeau. Jaeger, Carslaw et Jaeger[22] introduisent la méthode de la source de chaleur pour résoudre une variété de problèmes de transfert de chaleur dans la coupe orthogonale. Le modèle de la source mobile de Jaeger a été modifié et développé pour représenter les caractéristiques physiques du fraisage périphérique et a été décrit de telle façon qu'elle peut être appliquée dans le domaine de l'industrie pour modéliser les températures de la pièce due au fraisage périphérique. La chaleur intermittente est représentée comme une bande de chaleur car les dents de la fraise tournent rapidement à travers la matière et le temps entre deux dents de coupe successifs est constant. Ce modèle pourrait être applicable pour le procédé de fraisage d'autres matériaux comme le titane et les composites de carbone.[23]

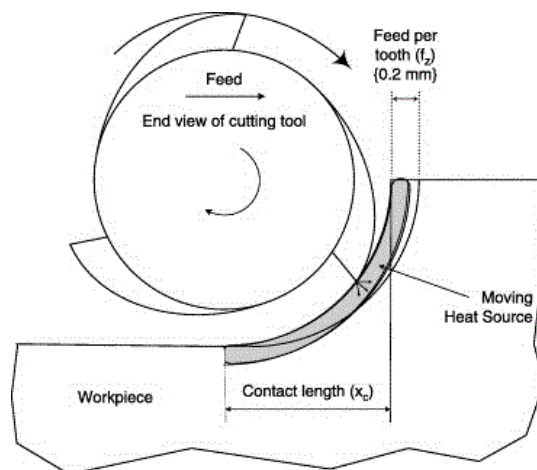


Figure (II-9) Source de chaleur mobile pour le fraisage périphérique[23]

Le domaine de l'usinage est plein d'expérimentation et d'empirisme. L'introduction des systèmes de circuits thermiques équivalents est capable de résoudre certains problèmes liés au transfert thermique dans le domaine de l'industrie de fabrication. Grâce à sa simplicité et sa performance à aboutir de résultats acceptables, On les trouve dans le cas des études thermiques des transformateurs, des machines électriques tournantes, les composants électriques.

Dans ce qui suit, nous allons voir comment peut-on l'appliquer pour modéliser un outil de fraisage ?.

Le modèle thermique de l'outil de coupe est basé sur un circuit thermique équivalent. Un simple circuit RC est employé pour prédire la température de coupe. Dans le modèle thermique, toutes les pertes sont présentées par une source de courant injectant la chaleur dans le système. Les capacités sont combinées en une seule capacitance. La résistance thermique est représentée par un terme non linéaire et les températures sont présentées par des potentiels thermiques.

II 14 2 Expérience

Le but de ces essais est le suivi de température de travail de l'outil durant la coupe d'un métal en cas du procédé de fraisage grâce à un capteur de température qui est un pyromètre à vision laser sans contact direct.

Ce pyromètre relève la température à une certaine distance h de la face de coupe de l'outil et à la fin de l'usinage, au moment où l'outil s'arrête. L'outil est alors hors matière et le relèvement de température est possible.

Cependant les valeurs relevées sont un peu inférieures à la température de coupe estimée moins de 100°C ou plus. Voir tableau (II-3); la courbe de T en fonction du temps ne présente qu'une partie du refroidissement de l'outil de coupe, et doit être prolongée dans sa partie gauche pour corriger la valeur de la température de coupe. Ce qui n'est pas le cas du procédé de tournage. Le problème d'extrapolation est relié au refroidissement adéquat de l'outil de coupe. Cela revient à étudier les mécanismes de transfert de chaleur de l'outil de coupe vers le milieu environnant.

Nous introduisons aussi quelques équations intéressantes par analogie électrique pour déterminer avec précision la résistance équivalente, les températures, les flux de chaleur dans l'outil de coupe.

Tableau (II-1) Conditions de coupe

Vc(m/min)	ae(mm)	ap(mm)	f(rd/s)	U(W/m ³ .s)
400	1	5	2547/60	4.5

Tableau (II-2) Propriétés thermiques du carbure de Tungstène

Conductivité (W/mK)	Chaleur spécifique (J/kg.K)	masse V. (kg/m ³)	Coef Transfert Surf. (W/m ² K)	Emissivity
47	130	19300	$h = 7 + \sqrt{\frac{vc}{60}}$	0.3

Une série d'expériences est menée sur des pièces en acier. Les outils de coupe sont en carbure non revêtu, les conditions de coupe sont à sec. Les conditions d'usinage sont données par le tableau (II-1).

Un pyromètre infrarouge à vision laser est placé à une distance de 1m de la face de coupe, dans le tableau est relevée une série de résultats de températures du refroidissement de l'outil de coupe comme fonction d'un temps très court 12 s où la vitesse de coupe diminue.

Tableau(II-3) Valeurs des Températures Mesurées

Temp. Mes. (°C)	Temps (s)	Temp. mes. (°C)	Temps (s)
106	12	68	18
97	13	63	19
87	14	58	20
79	15		
72	16		
68	17		

II-14 3 Modèle thermique de la fraise basé sur un circuit équivalent

En électricité et selon la loi d'Ohm, la résistance électrique s'oppose au passage du courant électrique. En thermique, pour élargir le concept de résistance thermique, celle-ci résiste au

passage du flux thermique d'un système vers le milieu ambiant durant son échauffement ou refroidissement.

$$T = R_{th} q^n \quad (\text{II-47})$$

T: potential thermique (°C), R_{th} : résistance thermique non lineaire ($m^2 \text{°C}/ W$), q: flux thermique (W), n: indice.

Contrairement aux solutions analytiques qui permettent la détermination de la température à n'importe quel point du milieu, une méthode numérique permet la solution dans des points discrets.

La première étape dans la résolution des problèmes numériques consiste à subdiviser la fraise de forme cylindrique (semi infini), 10 mm de diamètre, et 65 mm de longueur, en un nombre de petits disques. Chacun, est menu d'une référence et de deux résistances par conduction et convection respectivement. Pour un système monodimensionnel, peut avoir la forme donnée par la figure (II-10).

Le principe est de calculer la résistance équivalente d'une ailette courte.

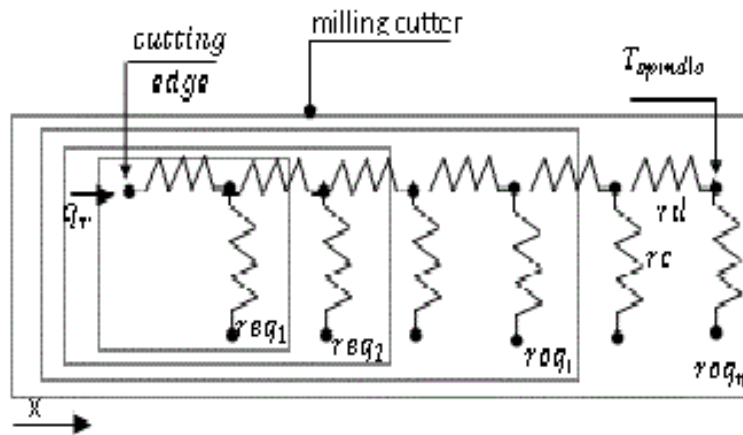


Figure (II-10) Circuit thermique équivalent de la fraise cylindrique

La résistance conductrice et la résistance convective s'écrivent respectivement:

$$r_d = \frac{ep}{k.sf} \quad (\text{II-48})$$

$$r_c = \frac{1}{h.sl} \quad (\text{II-49})$$

ep: épaisseur du disque, sf et sl: surfaces frontale et latérale du disque respectivement..

On peut écrire la première résistance équivalente:

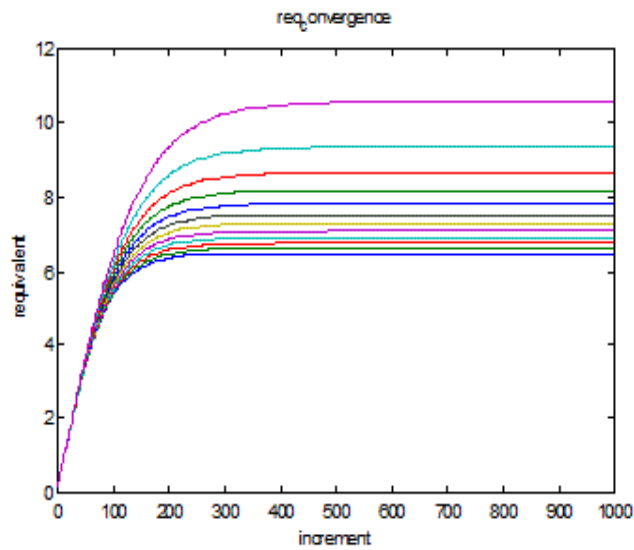
$$req_1 = \frac{rd.rc}{rd+rc} \quad (II-50)$$

Et la i^{eme} résistance équivalente:

$$req_i = rd + \frac{req_{i-1}.rc}{req_{i-1}+rc} \quad (II-51)$$

Finalement

$$req_n = rd + \frac{req_{n-1}.rc}{req_{n-1}+rc} \quad (II-52)$$



Figure(II-11) Convergence de la résistance équivalente de la fraise pendant le refroidissement

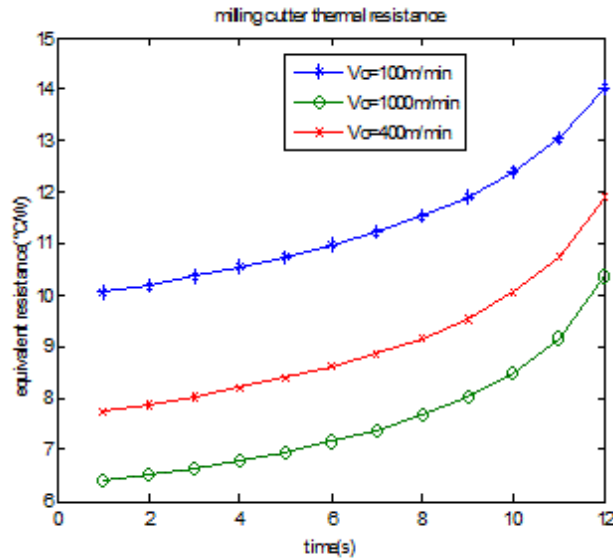
II-14 4 Analyse de convergence

Comme est montré sur la figure (II-11), le modèle de résistance équivalente converge du début à la fin du refroidissement [1s, 12s], par conséquent, on peut réécrire l'expression de la résistance équivalente comme:

$$req_n = req_{n-1} \quad (II-53)$$

$$req_n = rd + \frac{req_n.rc}{req_n+rc} \quad (II-54)$$

La résistance équivalente est la solution de l'équation 8, celle-ci est présentée sur la Figure (II-12).



Figure(II-12) Résistance Equivalente de la fraise Durant le refroidissement
Pour trois vitesses de coupe

II-14 5 Méthode de la résistance interne négligeable, modifiée

Notre objectif est de développer une procédure pour déterminer la distribution de température en régime transitoire et les modes de transfert de chaleur entre la fraise et le milieu ambiant durant le bref refroidissement. La nature de la procédure dépend des hypothèses. L'hypothèse dans ce cas de la méthode de la résistance interne négligeable est que la température de la fraise n'est pas uniforme à n'importe quel instant durant le processus transitoire, cela implique que le gradient de température associé au premier disque est négligeable. Ce comportement thermique est analogue à une chute de tension qui a lieu quant une capacité (premier disque) est entrain de se décharger à travers une résistance non linéaire (autres disques) par conduction et convection et rayonnement à un certain degré. Voir figure (II-13).

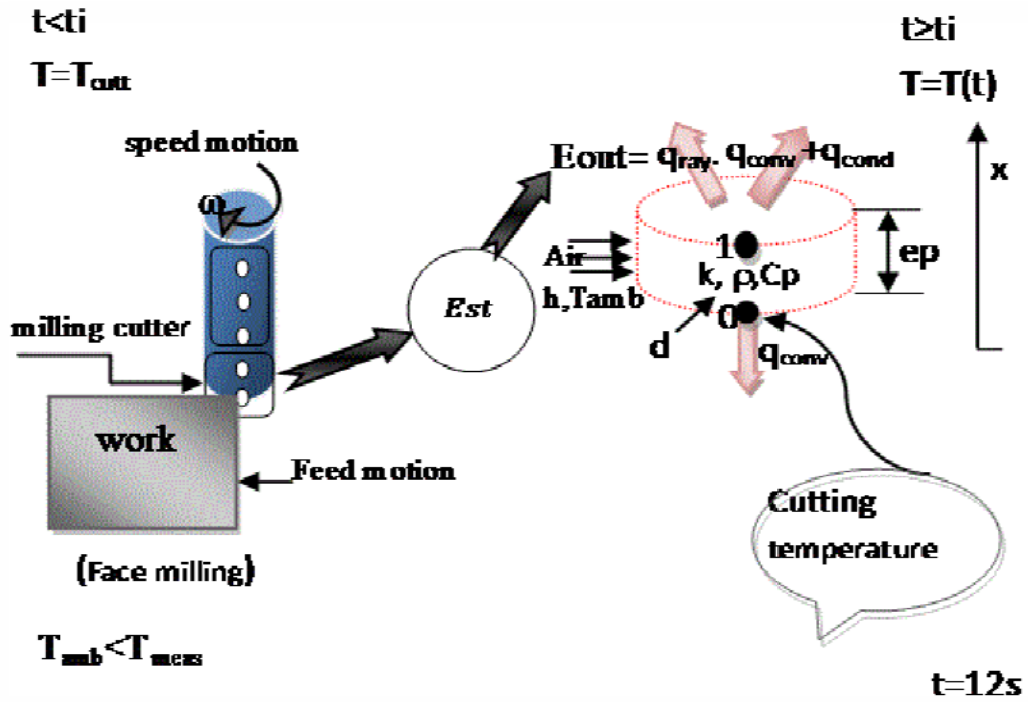


Figure (II-13) Conduction transitoire d'un disque infinitésimal
Avec convection et rayonnement

En appliquant un bilan thermique à un volume de contrôle sur figure (II-13), on a:

$$-E_{out} = E_{st} \quad (II-55)$$

$$VC \frac{dT}{dt} = \left[\frac{1}{req(t)} + \frac{1}{r(t)} + \frac{1}{rc(t)} \right] [T - T_{amb}] \quad (II-56)$$

$$T_{final} = T_{mesuré} \quad (II-57)$$

$$\frac{\Delta T}{\Delta t} = \frac{1}{\tau(t)} [T - T_{amb}] \quad (II-58)$$

$$T_i = T_{i-1} + \frac{T_{i-1} - T_{amb}}{\tau(t)} \quad (II-59)$$

$$\frac{1}{\tau(t)} = \left[\frac{1}{req(t)} + \frac{1}{r(t)} + \frac{1}{rc(t)} \right] \cdot \left[\frac{1}{\rho VC} \right] \quad (II-60)$$

Où $\tau(t)$ peut être interprété comme un *temps thermique constant modifié* et

$$\tau(t) = R(t)_t \cdot C_t \quad (\text{II-61})$$

Où au lieu d'utiliser l'équation convective $R(t) = \frac{1}{hst}$ on a

$$R(t) = req(t) // r(t) // r'c(t) \quad (\text{II-62})$$

$$C = \rho Vc \quad (\text{II-63})$$

$$r = \frac{1}{h_r}, h_r(t) = \varepsilon \sigma s_l (T + T_{sur})(T^2 + T_{sur}^2) \quad (\text{II-64})$$

Où $h_r(t)$ est le coefficient de transfert de chaleur par radiation, ε l'émissivité du carbure non revêtu et $\sigma = 5.67 * 10^{-8} W/m^2 K^4$: Constante de Stefan Boltzmann,

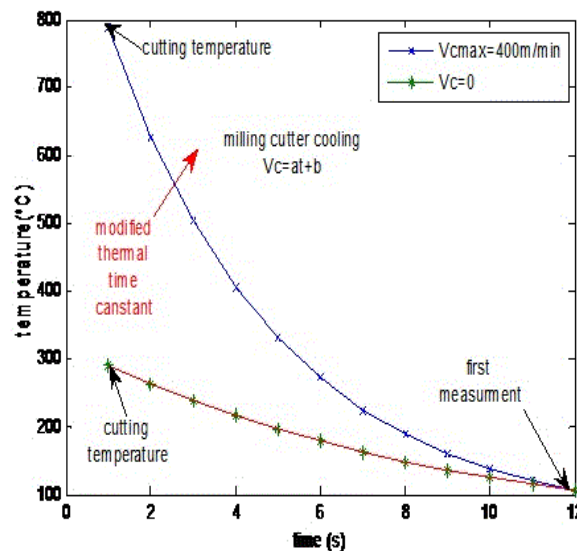
$$r'c = \frac{1}{h'sf} \quad (\text{II-65})$$

Où $r'c$ est une résistance convective linéaire

Toute augmentation de $R(t)$ ou de C , la réponse de la fraise sera lente avec l'environnement [24]. La non linéarité de résistance est due à la turbulence produite par la rotation de la fraise, ainsi l'augmentation de la vitesse de coupe réduit la variation $(T_i - T_{i-1})$.

La température de coupe est calculée par la méthode inverse comme le montre la figure.

$$T_{coupe} = 789^\circ C$$



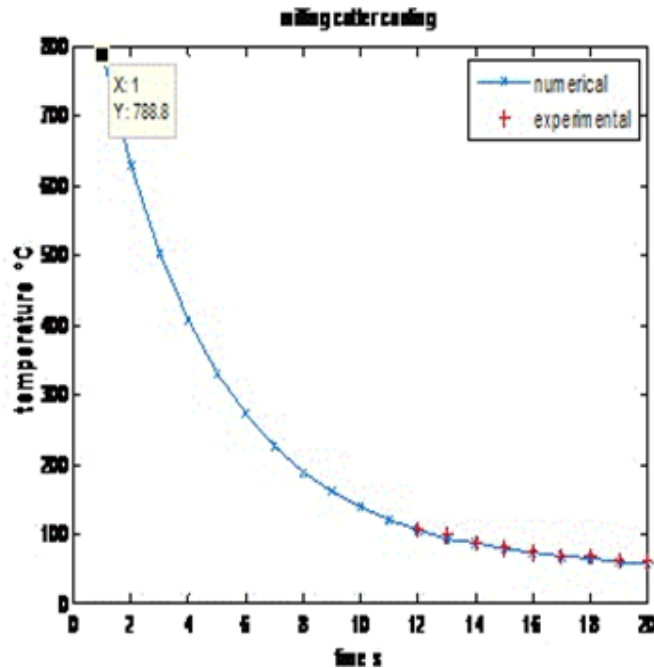


Figure (II-14) Résultat de calcul de la température de coupe par une méthode inverse

En tenant compte de la fréquence de rotation (-----)

Sans tenir compte de la fréquence de rotation (-----)

II-14 5 1 Analyse des résultats

La température du porte outil peut être tenue en compte.

La température de l'environnement peut être mesuré à une distance de 1m de l'outil de coupe.

II-14 5 2 Validité du modèle thermique proposé

Dans une opération de coupe avec arête définie, l'énergie nécessaire à l'opération est fournie par la broche et peut être déterminée par une mesure du couple et de la vitesse de rotation; pour une opération sans aspersion, cette énergie est évacuée par l'outil, la pièce et les copeaux, le partage est un paramètre important, et peut être modifié par des traitements de surface.

La puissance de coupe est donnée par:

$$P_{cutt} = U \cdot MRR \quad (II-66)$$

MMR est le débit de matière usinée.

$$MRR = ae \cdot ap \cdot f \quad (II-67)$$

a_e, a_r : profondeur de passe axiale and radiale, f : avance, si on suppose que la portion du flux allant vers l'outil de coupe est de 10%, on a:

$$P_{mill} = 10\% P_{cutt} \quad (II-68)$$

Pour estimer la température de coupe, on a

$$T_{cutt} = U_{tot} P_{mill} + T_{amb} \quad (II-69)$$

$$U_{tot} = \frac{1}{req} \quad , \quad (II-70)$$

U_{tot} Coefficient de transfert de chaleur global $U_{tot} < moindre h$

On trouve finalement:

$$T_{coupe}(théorique) = 799^{\circ}C$$

La condition de validité de la résistance interne négligeable est de calculer le nombre de Biot:

$$\beta i = \frac{hl}{k} \quad \beta i \leq 0.01 \quad \text{le sens physique de ce nombre adimensionnel est le rapport entre la}$$

résistance conductive sur la résistance convective, si la condition est satisfaite, l'erreur associée avec le modèle est très petit et peut être négligeable[24].

II-14 6 Conclusion2

Dans cette partie, nous avons traité l'étude de l'estimation de la température de coupe d'un point de vue purement thermique. Une simple méthode est performée pour calculer la température de coupe dans le cas du procédé de fraisage. La partie la plus chaude dans un outil de coupe est la face de coupe. La zone chaude est difficile à prendre sa mesure car la fraise tourne, et la cible atteinte est à une certaine distance h de la face de coupe. Là où commence la formation de l'usure par cratère due à des températures élevées.

Les températures sont relevées quant l'outil quitte la pièce, hors matière, à l'arrêt, grâce à un pyromètre à vision laser. Cependant, une chute de température est trouvée et a été corrigée par l'étude du phénomène de transfert de chaleur en régime transitoire avec l'introduction d'une résistance thermique non linéaire, cette non linéarité est due à la turbulence créée par la rotation de la fraise. La résistance équivalente d'un cylindre comme fonction du temps de refroidissement a été montrée sur la figure pour différentes vitesses de coupe. Ceci car la

fraise ventile l'air à l'environnement [25]. La courbe de refroidissement est tracée et celle-ci est validée en fonction de l'énergie de coupe.

La modélisation et l'expérimentation sont deux phases indissociables pour la validation du modèle thermique de la coupe des métaux, la phase expérimentale fournit les températures expérimentales, les conditions aux limites ainsi que les sources de chaleur internes, la méthode numérique nous permet d'estimer la température en des points non atteignables expérimentalement.

Le phénomène de la ventilation rend la résistance thermique non linéaire, ainsi le coefficient de transfert de chaleur par convection est lié à la vitesse de coupe suivant une loi empirique. Ainsi les extrapolations ne sont pas aléatoires et doivent avoir recours à l'étude des phénomènes de transfert thermique en régime transitoire

La précision des modèles thermiques (circuit thermique, méthode de MDF) dépend de l'exactitude des paramètres; propriétés thermiques, conditions de coupe.

Références

- [1] Taylor, F. W. *On the art of cutting metals*. Trans. A S M E, 29,p.231–248, 1907
- [2] Taylor (G.I) et Quinny (H.), *the latent energy remaining in metals after cold working*. Proc. Roy. Soc., A143, p.307-327, 1934
- [3] Trent, (EM), *Metal cutting*. Butterworths. Londres, 1967
- [4] Eric Felder, *Effet thermique de la mise en forme, Théorie et phénomènes volumiques*. Technique de l'ingénieur, doc. M 3012, Paris Tech, France, 2014
- [5] Eric Felder, *Effet thermique de la mise en forme, Phénomènes superficiels*. Technique de l'ingénieur, doc. M 3013, Paris Tech, France, 2014
- [6] Loewen E. G. et Shaw M. C.,*On the Analysis of Cutting Tool Temperatures*. Trans. AS M E, 71, p.217-231, 1954
- [8] Boothroyd, G., Eagle, J . M. et Chisholm, A. W. J . *Effect of tool an k wear on the temperatures generated during metal cutting*. 8th Proceedings des Machines Internationales.
- [9] Cameron Kai-Ming Chen, *Analysis of the metal cutting process using the shear plane model*, Thèse de Master en Science de Mecanique, Université de Montana, 2010
- [10] Oxley, P. L. B., *The Mechanics on Machining: an analytical approach to assessing machinability*. Ellis Horwood Limite, Chichester, 1989
- [11] Friedman (M. Y.) , Lenz (E.), *Wear*, 25, p39-44,1973
- [12] Mohammed NOUARI, *Modélisation de l'usure par diffusion des outils de coupe en usinage à grande vitesse*. Thèse présentée à l'université de Metz, spécialité science de l'ingénieur, 2002
- [13] Eric Felder, *Modélisation de la coupe des métaux*, Technique de l'ingénieur, BM 7041, 2008
- [14] Merchant ME. *Mechanics of the metal cutting process, I: orthogonal cutting*. Journal de Physique Appliquée.16,p.267–75, 1945
- [15] B. GRANDJEAN, *Cours de transfert de chaleur*. Faculté des sciences. Département de génie chimique. Université Laval.
- [16] *Cutting temperature – causes, effects, assessment and control* , Version 2 ME IIT, Kharagpur
- [17] E.Cerelli, L.Filice, D. Umbrello, F. Micari, *ALE Simulation of Orthogonal Cutting: a New Approach to Model Heat Transfer Phenomena at the Tool-chip Interface*.(Annals of the CIRP). Dept. de Mecanique et Ingénierie Industrielle. Université de Brescle: Brescia Italie. Vol. 56. 2007
- [18] Benabid F., Benmoussa H. et Arrouf A., *A Thermal Modeling to Predict and Control the Cutting Temperature. The Simulation of Face-Milling Process*. Global Journal of Researches in Engineering: A; Mechanical and Mechanics Engineering, Volume 14. 2014

- [19] G.M. Pittalà, M. Monno, *A new approach to the prediction of temperature of the workpiece of face milling operations of Ti-6Al-4V*. Journal 'Ingénierie Thermique Appliquée'. Département de Mécanique, Politechnique de Milan, Milan. Italie. 2012
- [20] Grzesik W, Bartoszek M, Nieslony P, *Finite Difference Analysis of the Thermal Behavior of Coated Tools in Orthogonal Cutting of Steels*. Journal International des Machines Outils et Fabrication. Département de fabrication et de production. (Automation Technical University of Opole): Polonde. 2004
- [21] Masahiko Sato, Naoki Tamura, Hisataka Tanaka, *Temperature Variation in the Cutting Tool in End Milling*. Département de Mécanique et Ingénierie Aérospaciale. Université de Tottori. 4-101 Koyamacho-minami Tottoti-shi Tottori pp680-855. Japan. 2011
- [22] Carslaw IT S. et Jaeger J C., *Conduction of Heat in Solid*. (Clarendon Press: Oxford) 1959
- [23] D.J.Richardson, M.A.Kcavey, F.Dailami, *Modelling of Cutting Induced Workpiece Temperatures for Dry Milling*. Journal des Machines Outils et Fabrication.Elsevier. (RAMP Laboratoire: Faculté d'Ingénierie Compwing et Sciences Mathematiques: Université de l'Ouest de l'Angleterre. Coldharbour Lane: Bristol BS160Qv. UK. 2005
- [24] Incropera D. et Bergman L., *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*, Ouvrage. John Wiley & Sons. 6^{ed}. 2007
- [25] WANG K K., TSAOS K C., WU M. *Investigation of Face-Milling Tool Temperatures by Simulation Techniques*. Transactions de A S M E. Département de Mécanique et Département de Statistique. Université de Wisconsin: Madison Wis Mem. ASME. 1969

Chapitre III
Modèles Numériques
de la Coupe des Métaux

III 1 Introduction

L'objectif des approches numériques dans le domaine de la coupe des métaux, c'est de chercher à estimer les conditions de coupe optimales et la géométrie idéale de l'outil de coupe pour un rendement meilleur. Les travaux expérimentaux sont nécessaires pour obtenir des résultats mais sont très coûteux et en plus de ça, les méthodes analytiques ne peuvent être appliquées que pour les cas simples, et ne peuvent être appliquées à des cas complexes de coupe des métaux; à ce point, les méthodes numériques deviennent plus importants. Dans ces années, la méthode des éléments finis est fréquemment utilisée dans l'analyse de la coupe des métaux.

Une variété de résultats et les caractéristiques de la coupe des métaux comme: les forces de coupe, les contraintes, les températures, la forme du copeau, etc. voire d'autres grandeurs caractérisant l'évolution métallurgique du matériau usiné (nature des phases, taille des grains, dureté, contraintes résiduelles... ou son endommagement dans le copeau et en dessous de la surface créée par usinage, peuvent être prédites par l'utilisation de FEM sans avoir recours à l'expérience. Dans ce chapitre, on va présenter quelques aspects de base sur la simulation numérique de la coupe des métaux.

III 2 Formulation des modèles

Trois formulations principales sont utilisées dans la simulation de la coupe des métaux:

Lagrangienne(Lagrangian), Eulérienne (Eulerian) et Lagrangien-Eulérienne arbitraire (Arbitrary Lagrangian-Eulerian (ALE))[1].

III 2 1 Approche Lagrangienne

La description Lagrangienne est utilisé principalement dans les problèmes de la mécanique des solides, ici, le maillage par EFM est attaché à la pièce et couvre la région de l'analyse. Elle est préférable quand l'écoulement est sans contrainte. La formulation de Lagrange est largement étendue dans la simulation du copeau pour son pouvoir de déterminer la géométrie du copeau le long du stade de la formation du copeau et cette géométrie est liée aux paramètres de coupe, processus de déformation plastique et les propriétés des matériaux. Le critère de séparation peut être défini pour la simulation des copeaux discontinus ou la rupture des matériaux dans les modèles de la coupe des métaux qui sont basés sur la méthode Lagrangienne.

Bien que cette méthode a des avantages, elle a des limites d'utilisation. Le métal en cours de la coupe est exposé à énormes déformations plastiques et cause la distorsion des éléments. Ainsi le remaillage et le critère de séparation deviennent nécessaires. Le 'drawback' peut être éliminé par l'utilisation de la formulation de Lagrange avec un maillage adaptatif ou bien la technique de remaillage automatique.

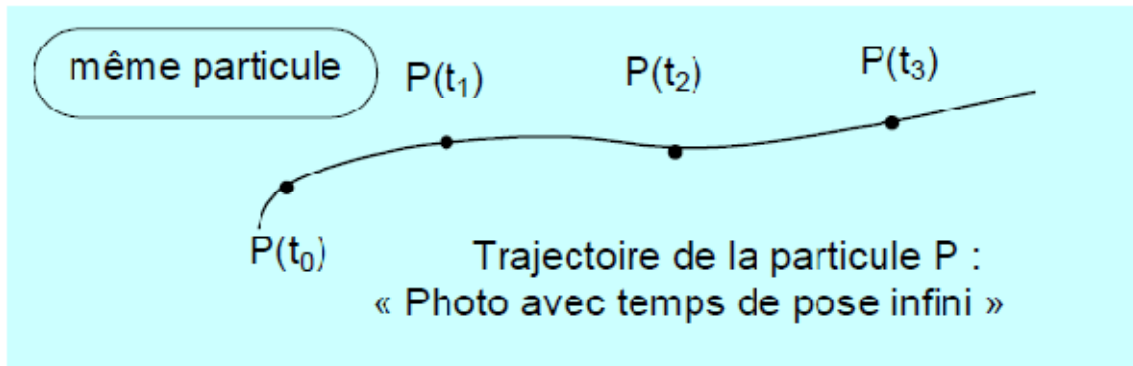


Figure (III-1) Description de Lagrange

III 2 2 Approche Eulérienne

La description Eulérienne, quand à elle, constitue la méthode la plus utilisée dans la mécanique des fluides. L'approche Eulérienne est radicalement différente de l'approche Lagrangienne.

Le Maillage FEM est spatialement fixe et l'écoulement du matériau à travers le volume de contrôle qui réduit la distorsion des éléments durant le processus. Peu d'éléments nécessaires pour l'analyse, de cela, on peut réduire le temps d'exécution. La coupe est simulée en état stationnaire, par conséquent, le critère de séparation dans les modèles basés sur la méthode Eulérienne n'est pas nécessaire.

Le 'drawback' de l'approche Eulérienne est une nécessité pour la détermination des limites et la forme du copeau. Aussi, l'épaisseur du copeau, la longueur de contact outil/pièce et les conditions de contact entre outil /copeau doit être maintenue constants durant l'analyse, ce qui n'est pas le cas réel de la déformation durant la coupe des métaux.

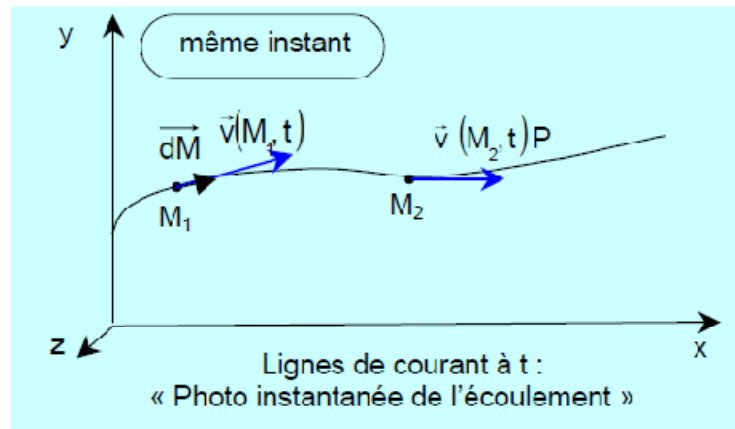


Figure (III-2) Description d'Euler

III 2 3 Approche Eulérienne-Lagrangienne Arbitraire (ALE)

Après la présentation de la méthode Lagrangienne et Eulérienne, une question apparaît naturellement: Comment peut on décrire l'écoulement d'un fluide dans une structure mobile et /ou déformable?[12]

En effet, pour réaliser ce type de simulation, l'approche Lagrangienne est très bien adaptée à la modélisation de la structure mobile et / ou déformable alors que l'approche Eulérienne se prête parfaitement à l'écoulement du fluide. Il serait donc intéressant et nécessaire de combiner les avantages de chaque approche tout en évitant les problèmes associées. Cette technique est associée à une configuration dite Lagrangienne-Eulérienne Arbitraire ou plus communément appelée ALE (Arbitrary Lagrangian Eulerien). Dans le cadre de cette approche, le maillage par EF n'est pas fixe spatialement ni attaché à la pièce. Les mailles suivent l'écoulement du matériau et le problème est résolu pour les déplacements dans l'étape Lagrangienne et les mailles sont repositionnées et le problème est résolu pour les vitesses en étape Eulérienne. L'idée utilisée dans la simulation de la coupe des métaux est d'utiliser la méthode Eulérienne pour modéliser l'aire autour du processus de coupe. Ainsi, sans remaillage, différents éléments sont détruits. L'approche Lagrangienne est utilisée pour l'écoulement des matériaux sans contraintes et pour des frontières libres. En plus la formation du copeau a lieu comme fonction de la déformation plastique du matériau. Cette approche est représentée sur la figure:

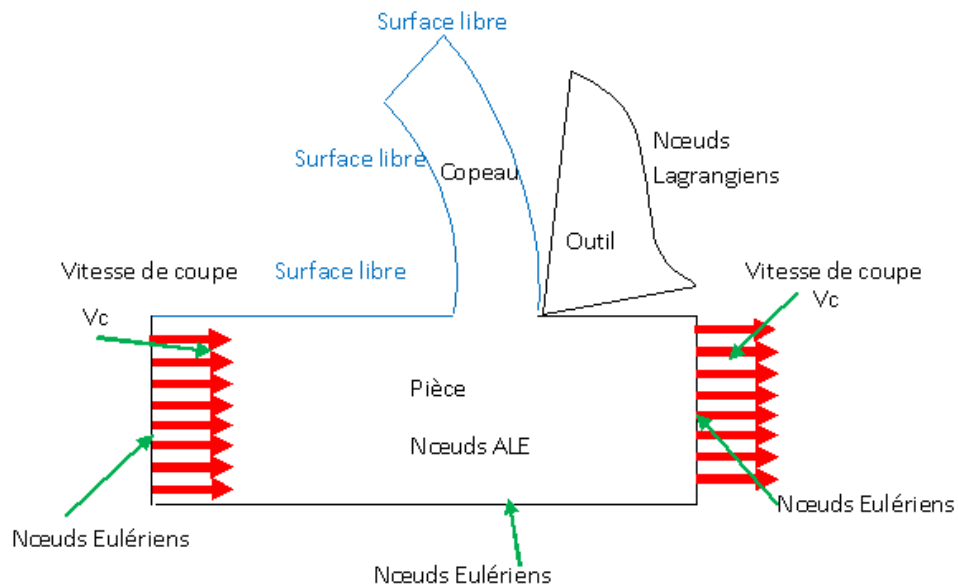


Figure (III-3) Conditions aux limites Lagrangienne et Eulérienne dans ALE[2]

III 4 Maillage

C'est une région continue divisée en éléments discrets appelés éléments dans la méthode des EF. Cette procédure est appelée discrétisation ou maillage et elle est purement géométrique. Les mailles initiales des EF ne peuvent pas maintenir leur forme générale et peuvent se détruire à cause des différentes déformations plastiques durant la coupe des métaux ou le formage du métal. La distorsion due au non linéarité, conduit à des erreurs numériques. Pour résoudre ce problème, une nouvelle maille FE doit être générée dans la manière à changer la taille, celle-ci est appelée procédure de maillage adaptative.

L'une des procédures de maillage adaptatives est la technique de remaillage continu, et comporte la génération de nouvelles mailles FE hors les mailles existantes détruites. La deuxième technique est appelée technique de raffinement basée sur l'augmentation de la densité des mailles locales par la réduction de la taille de l'élément local, comme est montré sur la figure (III-4).

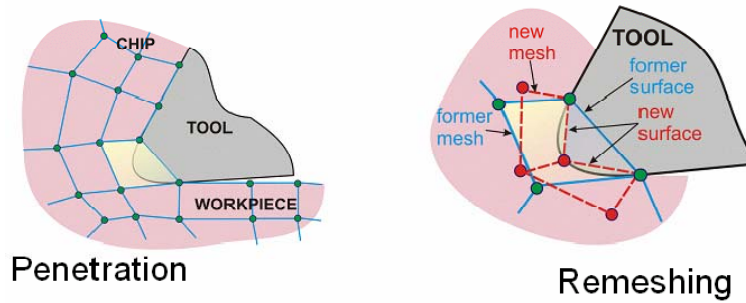


Figure (III-4) Raffinement: (a) maille locale initiale, (b) réduction de la taille de l'élément[3]

La dernière technique des mailles adaptative est le lissage qui a pour objet la réallocation des nœuds pour avoir de meilleures formes d'éléments comme est montré sur la figure (III-5). La procédure de maillage adaptative réduit les erreurs de la solution durant les calculs, ainsi elle améliore l'exactitude de la simulation. Pour ces raisons, la procédure des mailles adaptative doit être utilisée dans la simulation des EF y compris la déformation plastique comme la mise en forme des métaux.

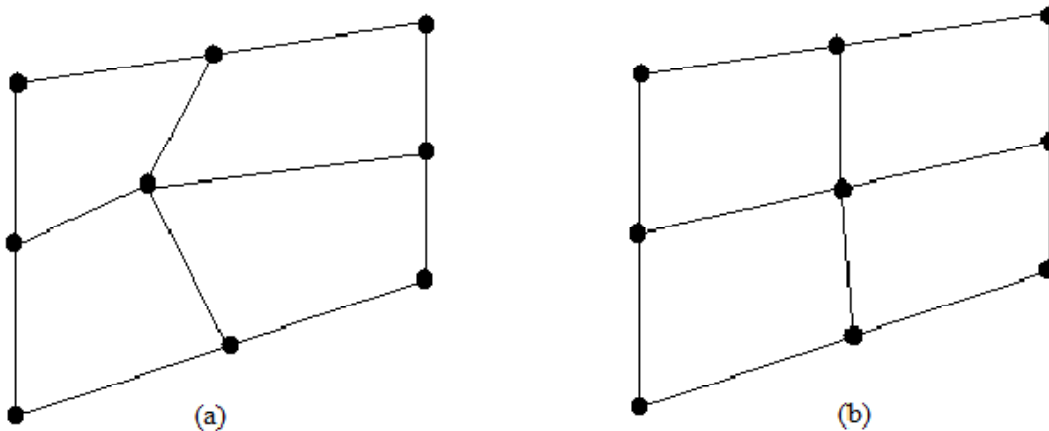


Figure (III-5) Lissage: (a) maille locale initiale, (b) Réallocation des nœuds[4]

III 5 Modèles constitutifs de la coupe des métaux

L'un des plus importants sujets sur la coupe des métaux est la modélisation de l'écoulement des contraintes des matériaux lors de l'usinage, celui-ci dépend des déformations, températures,...et peut être représenté par des formes mathématiques d'équations constitutives, parmi ces modèles les plus largement utilisés dans la simulation de la coupe des métaux sont : le modèle de Oxley, Johnson Cook, Zerilli Armstrong et Ramberg-Osgood.

III 5 1 Modèle d'Oxley

Oxley (1990)[5] et son équipe de recherche utilisent la loi de puissance pour représenter les contraintes d'écoulement pour l'acier au carbone:

$$\sigma = \sigma_1 \varepsilon^n \quad (\text{III-1})$$

Où σ et ε sont respectivement les contrainte équivalente de Von Mises et la déformation cumulée, σ_1 est la contrainte d'écoulement du matériau à $\varepsilon=1$ et n un paramètre d'écrouissage dépendent de la température modifiée (T_{mod}) donnée par Macgregor et Fisher, T_{mod} est définie par:

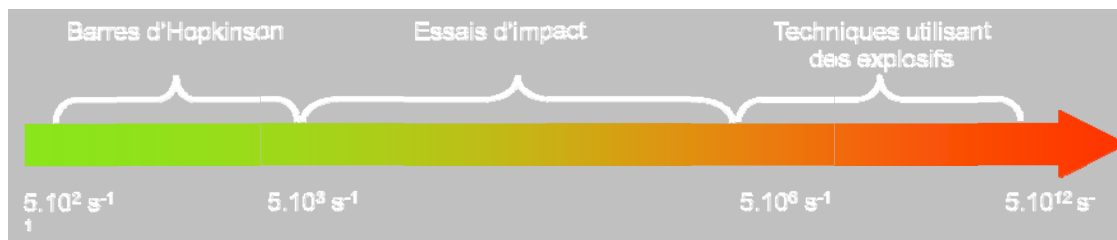
$$T_{mod} = T \left(1 - \vartheta \log \frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} \right) \quad (\text{III-2})$$

Où ϑ et ε_0 sont des constantes du matériau de la pièce et leur valeur sont 0.09 et 0.1 respectivement.

III 5 2 Modèle de Johnson et Cook

Johnson et Cook (1993)[6] développent un modèle pour les matériaux 'barre de Hopkinson' pour une large gamme de vitesse de déformation et de température, cette équation constitutive était établie comme suit:

Niveau de vitesse de déformation accessible en fonction du type d'essai (thèse de C.Sattouf) [2]



$$\sigma = \left(A + B (\bar{\varepsilon}^p)^n \right) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_f - T_0} \right)^m \right] \quad (\text{III-3})$$

$$T_f > T > T_t$$

La première parenthèse comporte la partie élastique-plastique et représente le terme d'écroutissage, la deuxième parenthèse correspond à la viscosité et veut dire que les contraintes d'écoulement du matériau augmentent quand le matériau est exposé à de hautes vitesses de déformations. La dernière parenthèse 'facteur d'adoucissement thermique' A, B, C, n et m sont les constantes du matériau obtenus par des essais sur les matériaux, T la température instantanée, T_0 est la température ambiante, T_f est la température de fusion pour un matériau bien défini. En dessous de la température de transition Tt , l'effet de la température sur la loi d'écoulement est négligé. Pour des températures comprises entre Tt et la température de fusion Tf , la contrainte d'écoulement diminue avec la température pour devenir nulle pour $T=Tf$. Au-delà de la température de fusion, la contrainte d'écoulement est pratiquement nulle. Tt est donc la température de transition à partir de laquelle on a un mécanisme d'adoucissement thermique, et m étant l'exposant d'adoucissement thermique[7].

III 5 3 Loi de Johnson et Cook modifiée (Soldani, 2008)[8]

Afin de modéliser le mieux possible le comportement des matériaux pour de grandes vitesses de déformation, une modification de la loi de Johnson et Cook a été développée par (Marusich et Ortiz, 1995), est utilisée. Elle consiste à découpler la plage des vitesses de déformation en deux domaines pour prendre en compte la modification de la sensibilité à la vitesse aux hautes vitesses de sollicitations. Le comportement est alors défini par:

$$\sigma = \left(A + B (\bar{\epsilon}^p)^n \right) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right) \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_{melt} - T_0} \right)^m \right]$$

Pour $\bar{\epsilon} \leq \bar{\epsilon}_t$ (III-4)

$$\sigma = \left(A + B (\bar{\epsilon}^p)^n \right) \left(1 + \ln \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right)^{C1-C2} \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right)^{C2} \right) \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_{melt} - T_0} \right)^m \right]$$

Pour $\bar{\epsilon} \geq \bar{\epsilon}_t$ (III-5)

Avec: $\bar{\epsilon}_t$ est la limite du domaine de la vitesse de déformation.

III 5 4 Modèle de Zerilli et Armstrong (1987)[9]

Zerilli et Armstrong développent deux équations constitutives microstructurales:

Cubique à face centrée et cubique centré pour analyser leur température et haute vitesses de déformation et signalent une différence significative entre ces métaux ainsi ils développent 2 modèles distincts. L'équation constitutive pour les métaux CFC et CC peut être écrite comme suit:

$$\sigma = \left(C_0 + C_2 \bar{\varepsilon}^{-p^n} \right) \exp \left(- C_3 T + C_4 T \ln \dot{\bar{\varepsilon}}^p \right) \quad CFC \quad (III-6)$$

$$\sigma = C_0 + C_1 \exp \left(- C_3 T + C_4 T \ln \dot{\bar{\varepsilon}}^p \right) + C_5 \bar{\varepsilon}^{-p^n} \quad CC \quad (III-7)$$

Dans ces équations, C_0 est la composante de contrainte qui correspond à la densité de dislocation sur les contraintes d'écoulement, C_1, C_2, \dots, C_5 et n sont des constantes du matériau, T température absolue.

III 6 Modèles du contact et frottement

La modélisation du contact et du frottement joue un rôle important sur les résultats obtenus lors de la simulation de la coupe des métaux tels que les forces de coupe, les températures, usure de l'outil ; l'état de surface. Les chercheurs avaient développé des modèles de frottement pour représenter un comportement réel du processus de coupe. Les plus largement utilisés:

III 6 1 Constante de Coulomb

En cas de la simulation rapide de la coupe des métaux, le modèle le plus simple appliqué est le modèle de Coulomb, celui-ci est appliqué sur la zone de contact avec un coefficient de frottement:

$$\tau = \mu \sigma_n \quad (III-8)$$

τ est la contrainte de frottement, σ_n est la contrainte normale et μ est le coefficient de frottement moyen macroscopique et isotrope varie de (0.05 avec lubrifiant et 0.5 à sec et physiquement représente le rapport entre les forces normales et tangentielles exercées au contact.

III 6 2 Modèle de Tresca

Dans le modèle de cisaillement, la contrainte de frottement sur la face de coupe de l'outil est supposée constante et les petites variations de τ et σ_n sont négligées. Ceci peut être exprimé par l'équation suivante:

$$\tau = mk \quad (\text{III-9})$$

m est coefficient de frottement de Tresca[10], k cisssion maximale du matériau usiné.

III 6 3 loi de Norton-Hoff

Selon Zorev (1963) [11], deux régions de frottement ont eu lieu sur la face de coupe de l'outil, la première est la zone collante, où les contraintes de frottement sont constantes. La seconde est la zone de glissement où la contrainte de frottement est très petite. Ainsi, le modèle de la constante de frottement de cisaillement dans la zone collante et la théorie de Coulomb dans la zone de glissement est utilisé pour modéliser le phénomène de frottement.

Le paramètre le plus important est la longueur collante et la zone de glissement. Selon Shatla , et al (2001)[12], il a été supposé que la longueur de la région collante est égale à 2 fois l'épaisseur du copeau non déformé. Cependant, la région collante couvre toute la longueur de contact Ainsi, Ozel (2007), suggère que la longueur de la zone collante est égale à l'épaisseur de copeau non déformé[13]

La chaleur générée par frottement est distribuée entre copeau et outil selon l'équation[3]:

$$\frac{Q_{\text{copeau}}\%}{Q_{\text{outil}}\%} = \frac{\sqrt{k_c \rho_c c_c}}{\sqrt{k_a \rho_a c_a}} \quad (\text{III-10})$$

$$\text{et } Q_{\text{copeau}} + Q_{\text{outil}} = Q_{\text{frottement}}$$

Où: Q_{copeau} et Q_{outil} sont les pourcentages de chaleur partagés.

k_c et k_a : les conductivités thermiques du matériau du copeau et de l'outil respectivement.

ρ_c et ρ_a : les masses volumiques du matériau du copeau et de l'outil respectivement.

c_c et c_a : chaleurs spécifiques du matériau du copeau et de l'outil respectivement.

Alors les propriétés du contact outil/copeau sont de type thermomécanique et a son effet une fois le contact est établi.

III 7 Critère de séparation de copeau

Pendant l'usinage réel, des copeaux continus, discontinus, segmentés peuvent avoir lieu. Deux méthodes, dans le cas de la simulation numérique, sont utilisées pour aboutir à une formation réelle du copeau. La première consiste à définir le critère de séparation du copeau le long d'une ligne prédéfinie et la seconde est d'utiliser un remaillage continu basé sur une déformation plastique large.

Un nombre de critère de séparation géométrique et physique peut être groupé.

Selon le critère de séparation purement géométrique, la séparation du copeau commence lorsque l'outil de coupe s'approche légèrement d'un nœud le long d'une ligne de partition avec une distance critique. Ce processus peut être montré sur la figure ci-dessous. Quand la distance D entre l'outil et le nœud E devient égal, ou bien inférieur à une distance critique D_c la connectivité de l'élément 2 change, un nouveau nœud E' a lieu dans cet élément. Le nœud E translate le long de EB et E' translate au dessous par une petite distance le long de $E'G$.

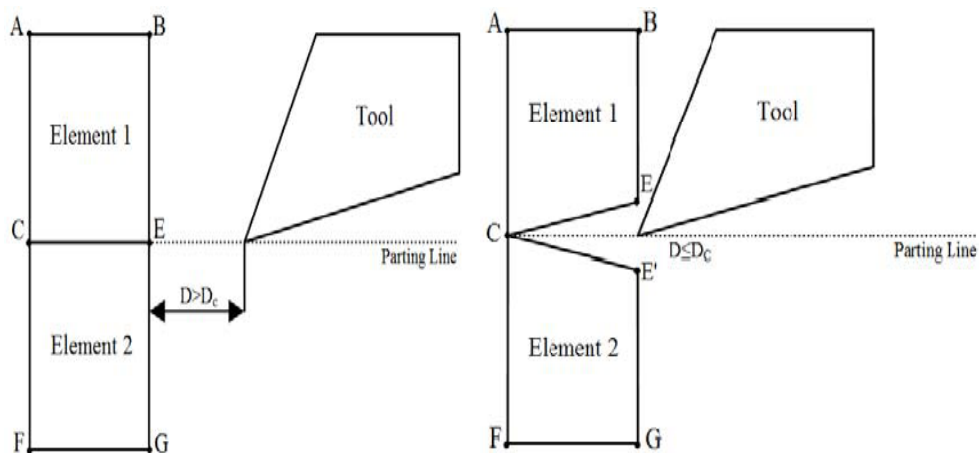


Figure (III-6) Séparation géométrique[4]

Ce critère est juste basé sur des considérations purement géométriques et la distance critique est choisie arbitrairement, de cela le mécanisme de formation du copeau réel n'est pas assuré, Komvopoulos et Erpenbeck (1990) utilisent cette technique comme critère de séparation du copeau pour modéliser la coupe orthogonale.

Selon le critère physique, la séparation des nœuds a lieu quand la valeur d'un paramètre physique prédéfini est atteinte à un nœud ou un élément. Ce paramètre physique peut être sélectionné comme: déformation, contrainte, densité d'énergie de déformation dépendant des propriétés des matériaux et des conditions de coupe.

III 7 1 Critère d'endommagement de Johnson-Cook

$$\varepsilon_f = [D_1 + D_2 \exp(-D_3 \eta)] \left[1 + D_4 \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right] \left[1 + D_5 \left(\frac{\theta - \theta_t}{\theta_f - \theta_t} \right) \right]$$

LES variables D_1 à D_5 sont les paramètres d'initiation de l'endommagement du matériau usiné à déterminer expérimentalement, L'endommagement est initié lorsque $w = 1$
L'endommagement d'un élément est défini par:

$$w = \sum \frac{\Delta \varepsilon_p}{\Delta \varepsilon_p^f} \quad (\text{III 11})$$

$\Delta \varepsilon_p$ est l'incrément de la déformation plastique équivalente

$\Delta \varepsilon_p^f$ est la déformation équivalente de fracture

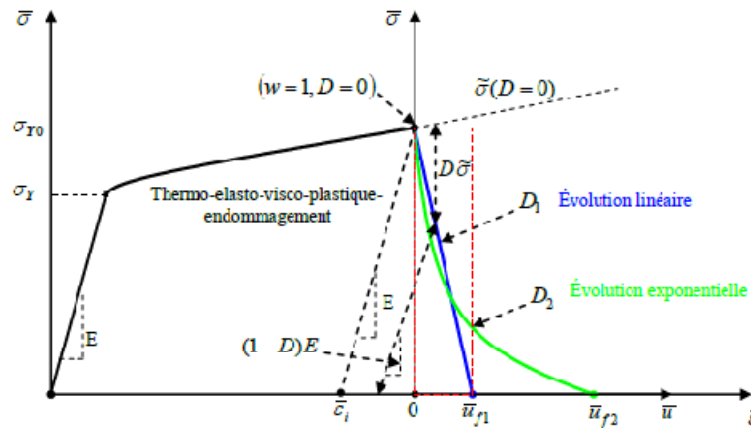


Figure (III-7) Courbe contrainte-déformation jusqu'à la rupture pour un chargement monotone[28]

L'évolution de la variable d'endommagement D est décrite par des lois de type linéaire ou exponentielle.

III 7 2 Solutions stationnaires

Le problème de la coupe des métaux a été modélisé en régime stationnaire, dans ce cas, il y a un seul incrément de temps. La forme du copeau et les données nécessaires sont ramenés de l'expérience et des résultats théoriques du modèle et les conditions aux limites.

Tyan et Yang[14] simulent le processus de la coupe orthogonale par le théorème de l'analyse limite. Le principe de base est la forme du problème d'optimisation avec une fonction

objective y inclut les contraintes avec des conditions aux limites Eulériennes pour décrire le mouvement de la pièce relatif à l'outil de coupe. Les résultats obtenus pour de larges critères de paramètres, profondeur de passe, angle de coupe, longueur de coupe, frottement, la convergence de la solution donne des informations sur les forces de coupe, l'épaisseur du copeau, l'angle de cisaillement, la distribution de la température dans la pièce et le copeau est obtenue en utilisant l'approche des EF de Galerkin.

L'effet d'un nombre de variables comme la vitesse de coupe, l'avance, l'angle de coupe, l'usure des outils, le matériau de l'outil, sur les températures a été étudié.

La solution du problème tient en compte la géométrie actuelle du copeau et l'outil, la variation de la masse volumique, la chaleur spécifique, la conductivité thermique avec la température, la distribution de la source de chaleur dans la première et seconde zone de déformation. Elle tient en compte aussi de la variation des contraintes de l'écoulement en fonction des déformations, des du taux de déformation et de la température et la chaleur générée entre l'outil et le copeau par frottement[4].

III 7 3 Solutions pour les formations des copeaux continus transitoires

Strenkowski et Carroll (1988)[15] utilisent le critère de déformation plastique effectif pour simuler la coupe orthogonale. Les champs de contraintes, déformations, la géométrie de l'outil, les forces de coupes peuvent être estimées. Quand la déformation plastique effective à un nœud d'un outil atteint une valeur critique, le copeau est près à quitter la pièce. Afin de permettre au copeau de se séparer de la pièce, le modèle emploie une partition le long de la trajectoire de l'outil. Les critères physiques semblent être les meilleurs et exactes dans la modélisation du copeau car ils sont basés sur les propriétés des matériaux, cependant le problème est de déterminer les valeurs physiques critiques pour un processus réel.

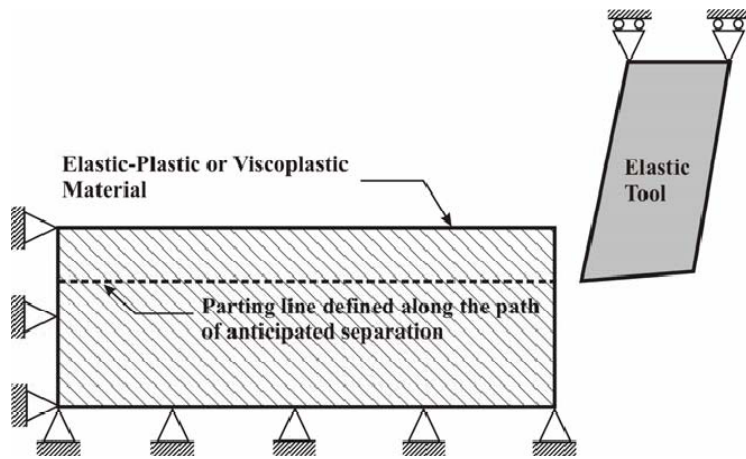


Figure (III-8) Modèle développé par Strenkowski et Caroll[15]

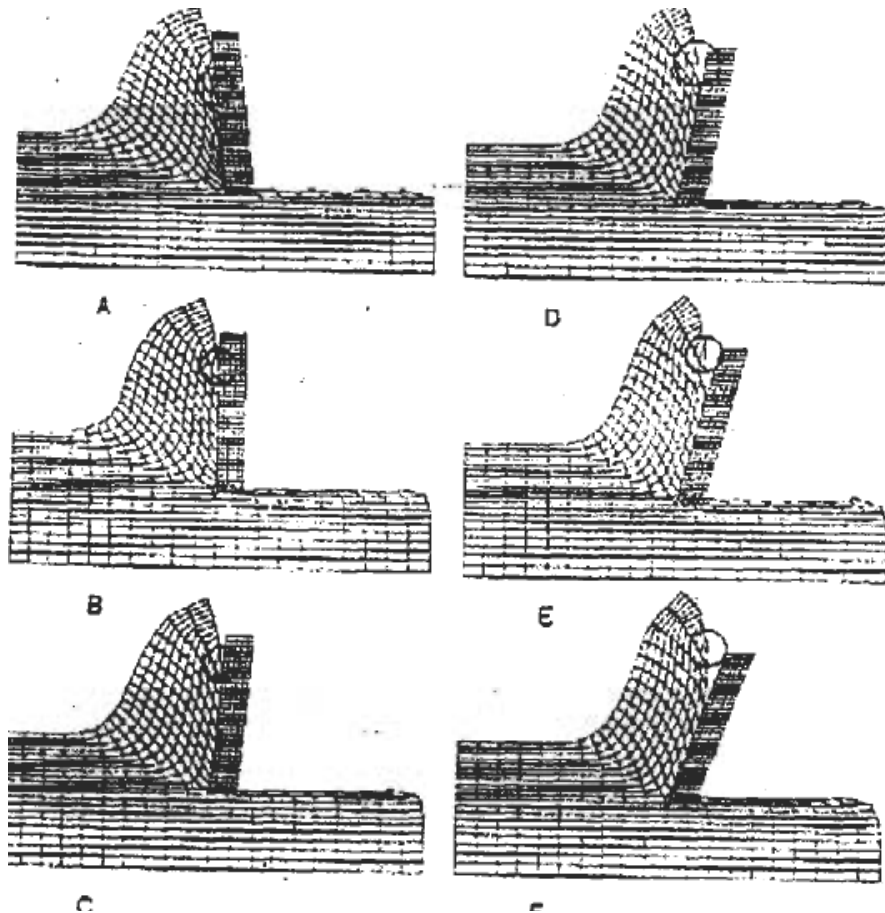


Figure (III-9) Estimation des copeaux pour différentes arêtes de coupe par Strenkowski et Caroll[15]

Cerreti, Lucchi et Altan[16] utilisent le critère de la fracture ductile pour simuler la coupe orthogonale avec la formation d'un copeau segmenté. Ils constituent des sous routines qui font la simulation des matériaux par la suppression des mailles des éléments de la pièce quant leur endommagement atteint une valeur critique prédéfinie à l'aide d'un logiciel Deform 2D . Le critère d'endommagement 'Cockroft-Lathan' est utilisé pour calculer l'endommagement cumulé dans les éléments.

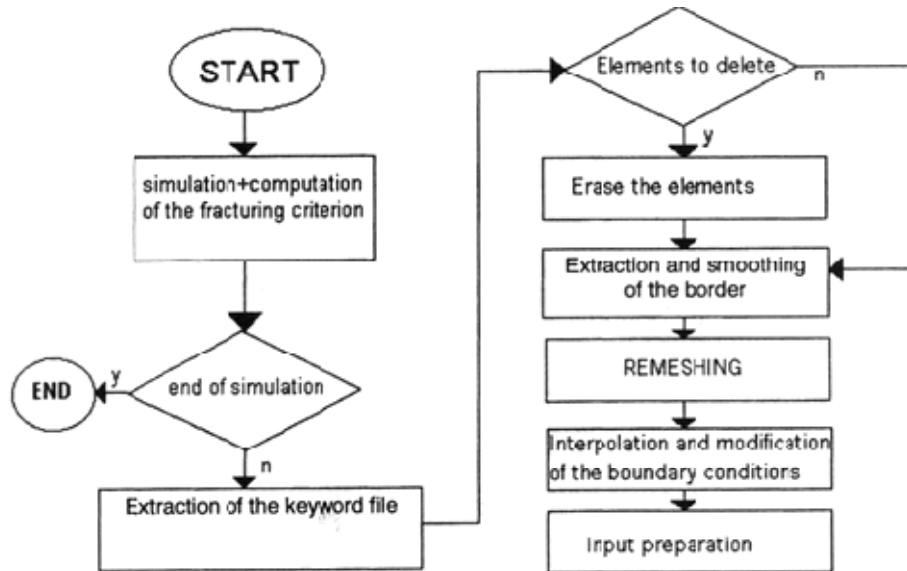


Figure (III-10) Remaillage utilisé par Cerreti, Lucchi et Altan[16]

Olivier Pantalé [2, 17,18] (2004) a étudié des modèles de coupe stationnaires et transitoire, cas d'une opération de fraisage, coupe orthogonale (l'effet du frottement sur les températures et l'effet de l'usure sur les contraintes), Première approche numérique 3D apports de la 3^{ème} dimension (gonflement latéral du copeau), Corrélation température / usure de la face de coupe Apports de la coupe oblique / coupe orthogonale en utilisant la loi de Johnson Cook de rupture. Il a fait une identification paramétrique en déterminant les constantes d'endommagement.

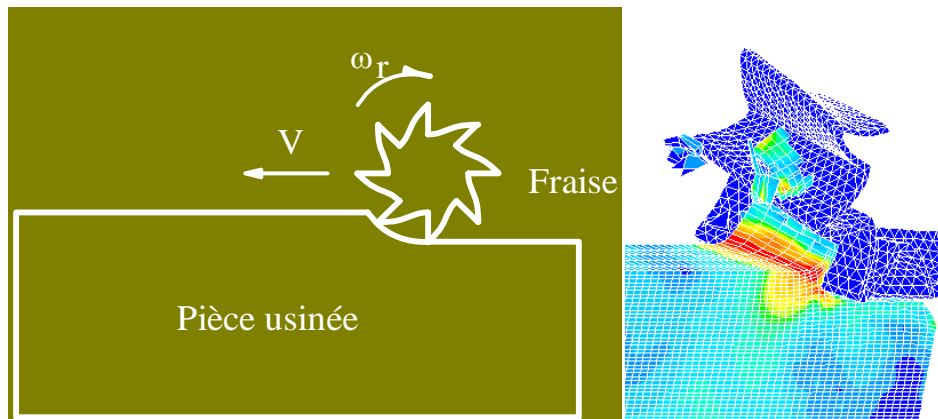


Figure (III-11) Simulation numérique du fraisage en 2, 3D [18]

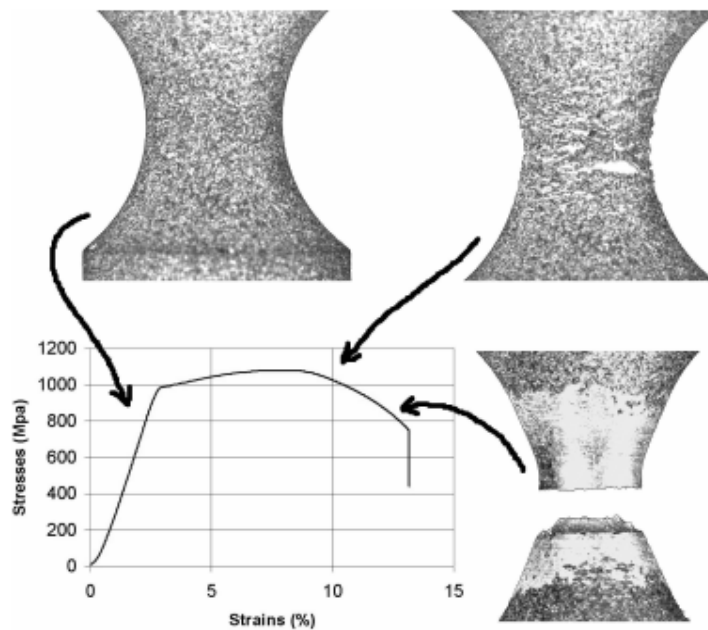


Figure (III-12) Détermination expérimentale de la loi d'endommagement[17]

III 8 Codes pour FEM et exploitation

Depuis Taylor jusqu'au années 90, les chercheurs dans le domaine de l'analyse de la coupe des métaux écrivent leur propre algorithme et programme par EF. Dans les années récentes, les FE codes commerciaux comme deform 2D/3D, Abaqus, Ls dyna, etc, sont utilisés dans le monde industriel et académique,[19] ,[20] ,[21] ,[4] ,[1] ,[22], ...Le choix des codes par FE est nécessaire pour la qualité et l'exactitude des résultats, car ils ont différentes capacités et techniques de résolution en faisant une identification paramétrique.

DEFORM, un design environnement pour la mise en forme, basé sur la méthode des éléments finis peut être utilisé pour modéliser les différents processus de fabrication tels que le forgeage, usinage: tournage, fraisage, alésage et taraudage.

D'abord, les géométries correspondantes à l'outil et la pièce et les conditions de coupe sont fournis par l'utilisateur. De plus, des variables sont permis à s'introduire tels que la taille des mailles, les conditions aux limites, les conditions inter faciales. Le programme est menu d'une librairie riche de données concernant les propriétés des matériaux (acier, cuivre, aluminium, titane et alliages). De nouveaux matériaux peuvent être introduits par l'utilisation des modèles de matériaux.

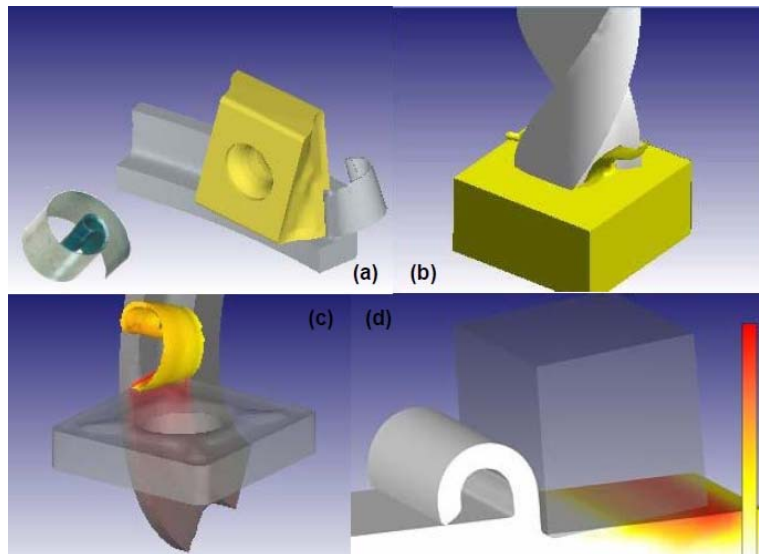


Figure (III-13) Simulation avec le code DEFORM en 3D[23]

Abaqus, est un programme d'analyse basé sur la méthode des éléments finis (Hibbit et Al., 1996)[24] qui peut être exploité dans différents problèmes de la coupe des métaux. L'utilisateur doit définir la géométrie de la pièce, de l'outil, les conditions de coupe, la technique de résolution, les conditions aux frontières et la taille des mailles, ce programme n'a pas de librairie de données, mais on peut introduire les propriétés des matériaux dans le module correspondant. L'avantage du choix de ce programme est la modélisation d'un système avec un niveau élevé de détails.

Le schéma de résolution peut être standard ou explicite. Vahid K.[22] (2001) utilise Abaqus standard dans la performance de l'analyse de larges déformations qui utilisent des mailles

Lagrangiennes. Durant l'analyse, il est supposé que la conduction de la chaleur peut être ignorée et ainsi, le seul échauffement mis en jeu est adiabatique causé par des déformations plastiques, ces déformations induisent localement une légère augmentation de température, la solution par EF de l'équation de la conduction n'est pas nécessaire. En outre pas de chaleur générée par frottement ; La pièce est modélisée comme matériau thermo-élastique-plastique avec dépendance en température. La technique du multiplicateur de Lagrange est utilisée pour résoudre le contact mécanique entre corps.

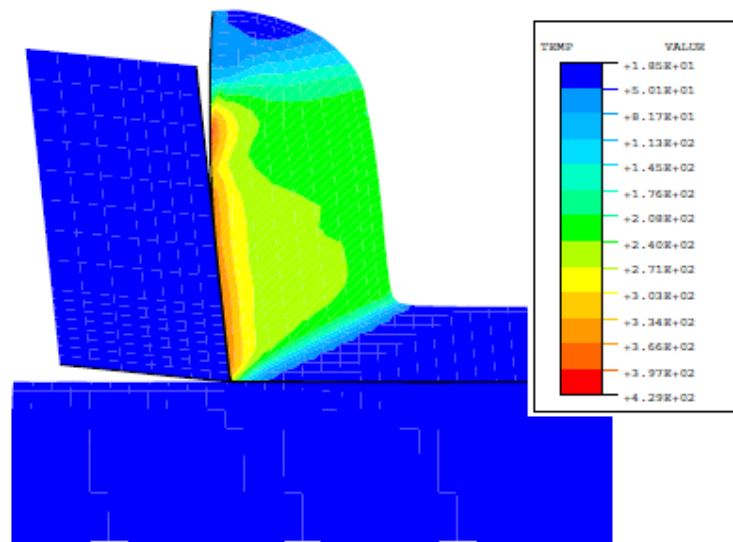


Figure (III-14) Champs de température avec Abaqus Implicit[22]

Sur la figure ci-dessous, est présenté le processus de formation du copeau avec performance en adoptant la méthode de remaillage adaptative ALE et des modèles divers de plasticité combinés avec des lois d'endommagement, le schéma de résolution est Abaqus Explicit.

Par contre, l'exécution de ce programme dure longtemps ainsi l'utilisateur doit être expérimenté ceci jusqu'à 2009. De nos jours, vu le développement des machines, l'exécution des programmes de Abaqus avec des versions récentes telque (Abaqus 6.14) prennent peu de temps.

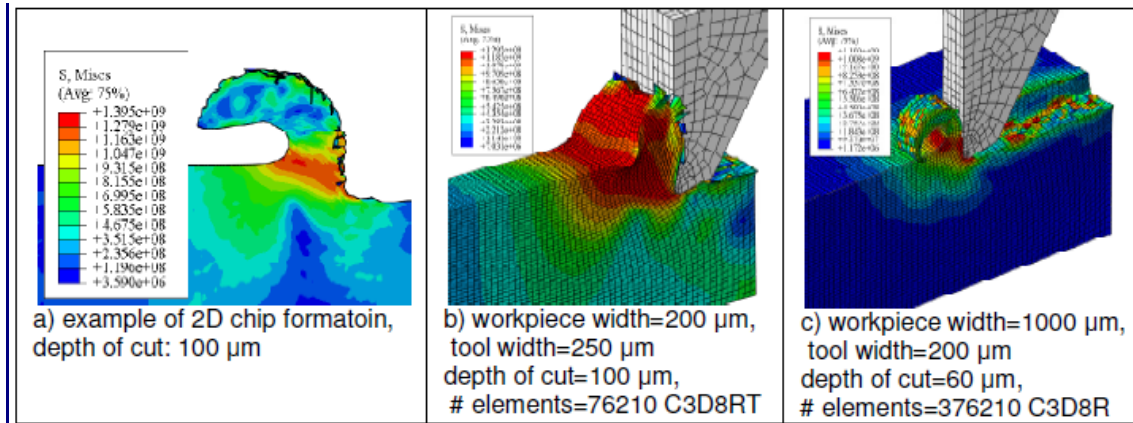


Figure (III-15) Simulation de la coupe orthogonale par ABAQUS Explicit, Formation du copeau utilisant (a) modèle de Johnson Cook et (b) modèle de durssicement isotropique.[25]

AdvantEdge est développé pour les procédés d'opérations d'usinages comme tournage, fraisage, taraudage, comme est montré sur la figure. Le code utilise la méthode ALE. Le code possède des interfaces d'entrée pour fournir les géométries de pièce et outil respectivement de même pour les conditions de coupe. Il possède aussi une librairie des matériaux. Les données des matériaux ne sont pas permis.

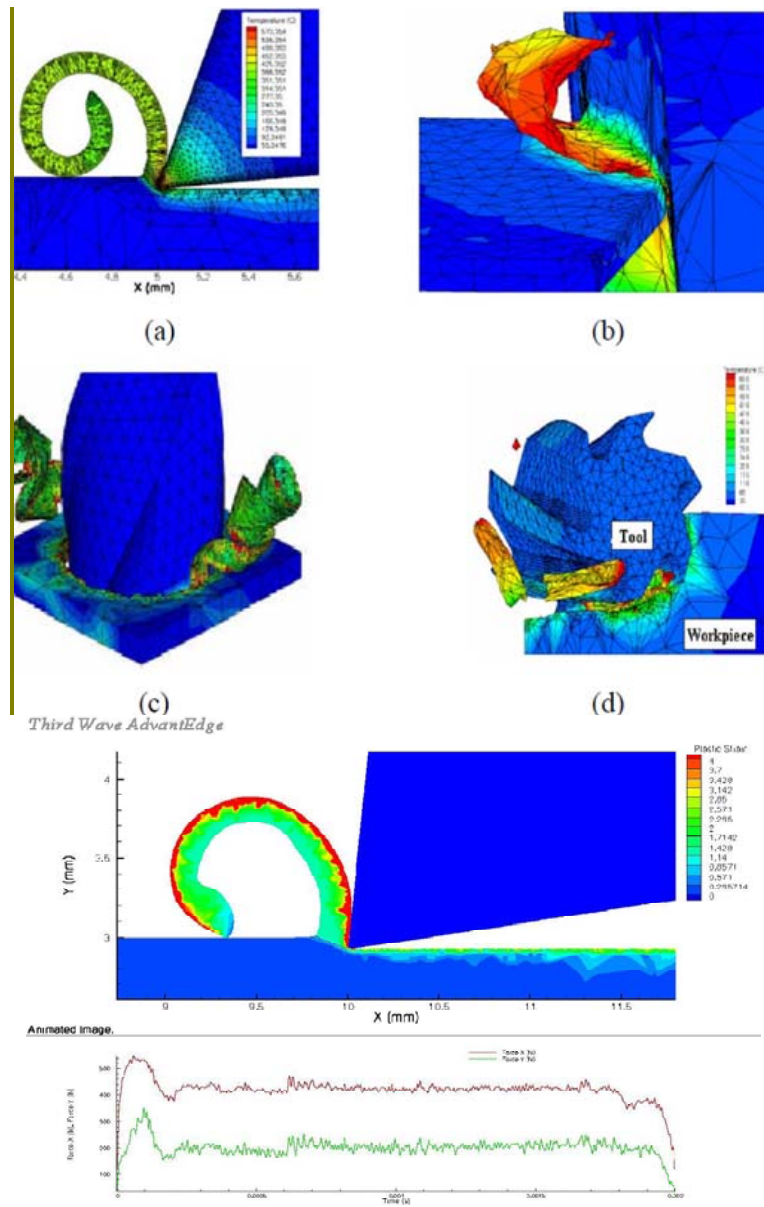


Figure (III-16) Modélisation par : AdvantEdge, (a) tournage, (b) 3D tournage, percage, fraisage cylindrique, (Source Petrarius, et Al. 2008)[26][27]

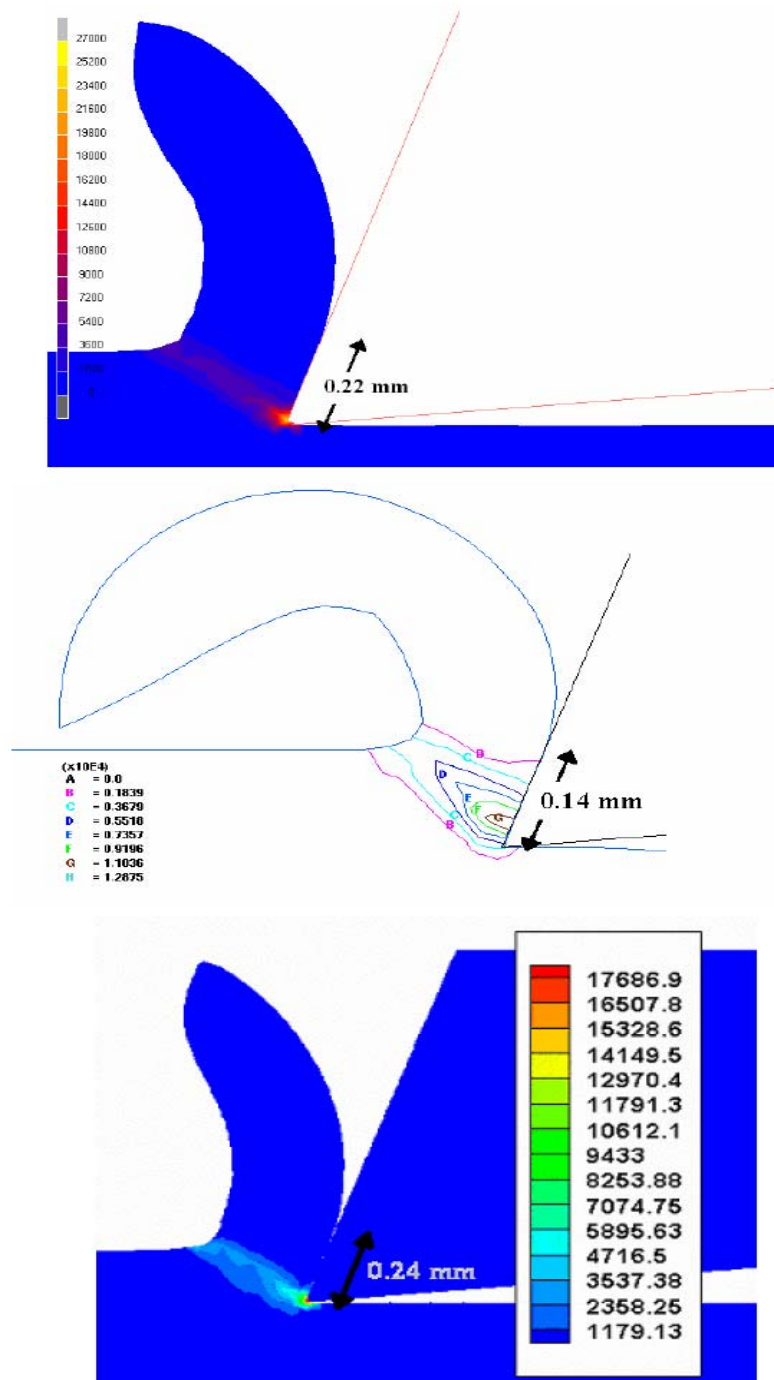


Figure (III-17) géométries des copeaux à partir de trois codes commerciaux à arête de coupe 20° MSC.Marc ($m=0.7$), ($\mu = 0.5$) (b) Deform2D ($m=0.7$), (c) Thirdwave AdvantEdge[22]

Ls dyna , un programme d'analyse basé sur la méthode des EF implicite et explicite peut être utilisé dans le formage. Ls dyna peut aussi être utilisé dans le domaine de la coupe des métaux comme est montré sur la figure, par contre ce programme ne contient pas de modules de l'usinage et consomme beaucoup de temps pour modéliser la coupe des métaux. Ls dyna n'a pas de module pour le remaillage de l'interface outil/pièce ce qui affecte les résultats dans la simulation de la coupe des métaux.

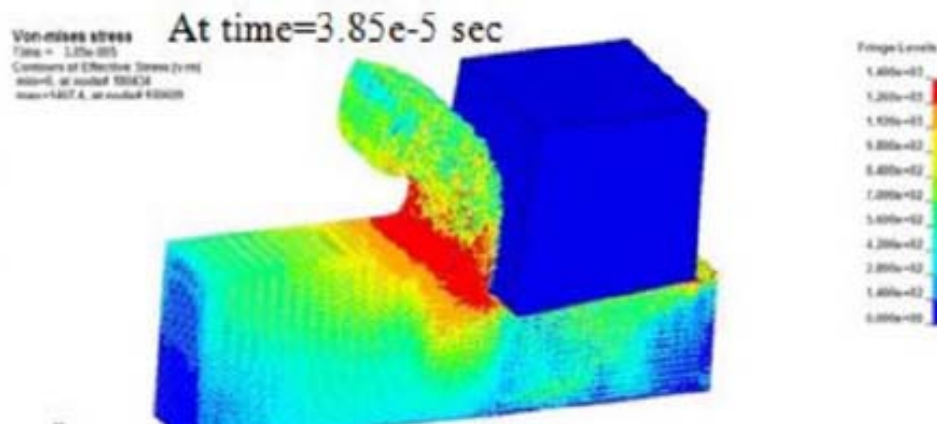


Figure (III-18) Simulation de la coupe des métaux avec Ls-Dyna (Source : Ambati 2008)

DynELA En fin, un code de calcul numérique fut développé depuis (1996) [2, 17, 18] DynELA, Code spécialisé dans le domaine de la simulation numérique en grande transformation thermomécaniques rapides.

III 9 Conclusion

Parmi les difficultés rencontrées lors de la modélisation numérique de la coupe des métaux, le caractère commercial de ces codes. Le développement d'un code spécifié de calcul d'algorithmes avec des couplages multi physiques évolué, aboutit vers des solutions optimales traduisant ainsi le comportement réel de la coupe des métaux en un temps court spécialement et les grandes transformations thermomécaniques dans le cas général[2].

L'usinage est l'une des configurations qui combinent, en effet un grand nombre de difficultés proprement numériques selon les approches mécaniques et thermomécaniques précédentes: géométrie de l'écoulement, gradients de déformation, vitesse de déformations et température très élevées, à vitesse de coupe élevée; couplage thermomécanique fort. Voir chapitre 2.

Références

- [1] Eurelien Maurel-Pantel, *Etude expérimentale et modélisation par éléments finis du procédé de fraisage: applications à l'identification paramétrique des lois de comportement*. Thèse de doctorat. spécialité sciences pour l'ingénieur et microtechniques. Ecole doctorale SPIM. Université de Franche-comté. 2009
- [2] Olivier Pantalé, *A numerical simulation of steady state metal cutting*. Journal d'ingénierie de mécanique. Institut National Polytechnique de Toulouse. Laboratoire Génie de Production. ENIT, 1998
- [3] Halil Bilin, *Simulation of orthogonal metal cutting by finite element analysis*. Thèse de Master en Science naturelle et science appliquée. 2003
- [4] Kiliçaslan, C., *Modelling and simulation of metal cutting by finite element method*. Thèse de Master. Institut de Technologie. Ysmir. Turkey. 2009
- [5] Oxley, P. L. B., *The Mechanics on Machining: an analytical approach to assessing machinability*. Ellis Horwood Limited. Chichester. 1989
- [6] Johnson, G. R. a. C., W.H., *A Constitutive Model and Data for Metals Subjected to Large Strains, High Strain Rates and High Temperatures*.
- [7] HIMED Lynda, *Modélisation et simulation de la coupe orthogonale en utilisant un code de calcul par la méthode des éléments finis*, Mémoire présentée pour l'obtention du diplôme de Magistère. Université de Batna. 2009
- [8] Xavier Soldani, *Modélisation de l'usinage à grande vitesse et étude de l'usure en cratère-application au tournage*. Thèse de doctorat des sciences. Docteur de l'université Paul Verlaine. Metz. 2008
- [9] Zerilli, F.J. et Armstrong, R.W.. *Dislocation Mechanics Based Constitutive Relations for Materials Dynamics Calculations*. Journal de Physique Appliquée 5:61. 1987
- [10] Tresca, H, *Mémoires sur le Rabotage de Métaux*. Bulletin de la Société d'Encouragement pour L'industrie Nationale, p. 585 and 685.1873
- [11] Zorev, N.N.. *Inter-relationship between Shear Processes Occurring along the Tool Face and Shear Plane in Metal Cutting*. Recherche Internationale en Production ASME 42-49. 1963
- [12] Shatla, M., Kerk, C. et Altan, T.. *Process Modeling in Machining. Part II: Validation and Applications of the Determined Flow Stress Data*. Journal International des Outils et Fabrication. 41: 1659-1680. 2001

- [13] Ozel, T. et Zeren, E., *Finite Element Modeling the Influence of Edge Roundness on the Stress and Temperature Fields Induced by High Speed Machining*. Journal International de Technologie de Fabrication Avancée. 35:255-267. 2007
- [14] Tyan, T. et Yang, W. H., *Analysis of Orthogonal Metal Cutting Process*. Journal International des Méthodes Numériques en Ingénierie. 1992
- [15] Carroll, J. T. et Strenkowski, J. S., *Finite Element Model of Orthogonal Cutting with Application to Single Point Diamond Turning*. Journal International de Science Mécanique. 1988
- [16] Ceretti, E., Lucchi, M. et Altan, T., *FEM Simulation of Orthogonal Cutting: Serrated Chip Formation*. Journal de Technologie des Procédés des Matériaux. 1999
- [17] J.L. Bacaria, O. Dalverny, O. Pantalé et R. Rakotomalala, *Transient Numerical models of metal cutting using the Johnson-Cook's Rupture Criteria*. Journal International de Processus de Formage, 5: 53-70. 2002
- [18] O. Pantalé, J. L. Bacaria, O. Dalverny, R. Rakotomalala et S. Caperaa *2D and 3D numerical models of metal cutting with damage effects*. Methodes Computationnelles en Mécanique Appliquée et Ingénierie, 193 (39-41) : 4383-4399. 2004
- [19] Everton Ruggeri, *Finite Element Simulation of chip formation in machining process*. Academia Education, Universidade do Estado de Santa Catarina, DEM, Alumnus. Brasil. 2014
- [20] Arrazola P. J. ; Ozel T.; Umbrello, D. ; Davies, M.; Jawahir, I. S. *Recent advances in modelling of metal machining processes*. Journal de technologie de fabrication. 2013
- [21] Escamilla, I.; Zapata, O.; Gonzalez, B. ; Gamez, N.; Guerrero, M. *3D finite element simulation of the milling process of a TI 6 AL 4V alloy*. Simulia Customer conference. Providence. Rhode Island. USA. 2010
- [22] Vahid Kalhori, *Modelling and simulation of mechanical cutting*. Thèse de Doctorat, département d'ingénierie de mécanique. Luleå. SE-971. Luleå, Sweden. 2001
- [23] B. Denkena, L. de Leon Garcia et J. Kohler, *Fem-simulation of high performance milling*. Proceeding de la Conference CIRP de la modélisation des opérations d'usinage. Sicily, 2007
- [24] Abaqus, *Abaqus user's manual* . Simulia. 2010
- [25] Opoz, Tahsin Tecelli et Chen, Xun, *Finite element simulation of chip formation*. Ecole de recherche d'ingénierie. Conference. Université de Huddersfield, Quensgate, Huddersfield HD1 3DH. UK Dec 2010

-
- [26] Petrarius, V., Amorande, D. et Alaci, S, *Study about Finite Element Analysis of High Speed Drilling. Fascile of Management and Technological Engineering*11. 2008
- [27] Actes de conférences <http://www.thirdwavesys.com/news/publishedpapers.htm>
- [28]S. Atlati, B. Haddag, M. Nouari, M. Zenasni, *Étude de l'influence des paramètres d'un modèle d'endommagement sur le phénomène de segmentation de copeaux lors de l'usinage des alliages d'aluminium aéronautiques*. 20^{ème} Congrès Français de Mécanique. Besançon, 2011

Chapitre IV

Présentation Générale du Modèle et Simulation Numérique de la Coupe des métaux Par la Méthode des Eléments Finis

IV 1 Introduction

Pour améliorer la fabrication, la qualité, la performance de l'outil de coupe et la réduction du coût, plusieurs industries et centres académiques cherchent à comprendre bien le processus de la coupe des métaux. L'une des méthodes la plus répandue est la méthode des EF abordée au chapitre III, capable de résoudre par la discrétisation des domaines, les problèmes couplés sans avoir recours à l'expérimentation.

Dans cette partie, l'ensemble pièce/outil est présent, pour l'obtention de résultats précis, la modélisation est une étape très importante.

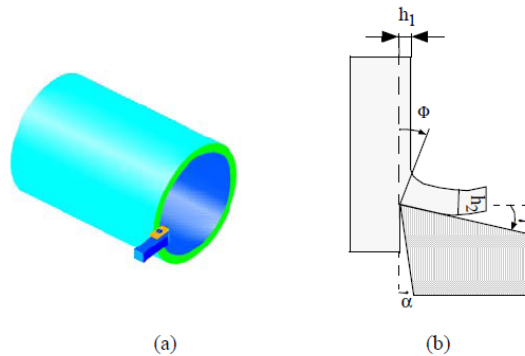


Figure (IV-1) Modèle numérique dans le cas du procédé de tournage

IV 2 Modélisation de l'outil de coupe (corps rigide)

Durant l'analyse, l'outil de coupe est assimilé à un corps rigide, pas de champ de déformation sur celui-ci mais conducteur de la chaleur; les variables géométriques de l'outil sont donnés sur le tableau IV-1 suivant:

Tableau IV-1: données géométriques de l'outil de coupe

Angle de coupe (°)	Angle de dépouille (°)	Arrondi du bec de l'outil (μm)
-10, 0, 10	6	0,2

Tableau IV-2: données thermomécaniques du carbure de tungstène

Module d'élasticité E (Gpa)	Module de Poisson ν	Coefficient de dilatation linéique ($\mu\text{m}/\text{m}^\circ\text{C}$)	Conductivité thermique (W/mK)	Chaleur spécifique (J/kg.K)	Masse volumique (kg/m^3)
800	0.2	4.7 à 20°C 4.9 à 1273°C	46	203	15000

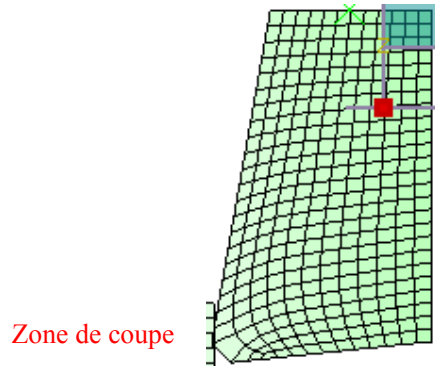


Figure (IV-2) Maillage initial de l'outil de coupe

L'outil de coupe est modélisé en générant 240 éléments, le type d'éléments est CPE4RT quadratique, le couplage thermo-mécanique est introduit. La distribution des mailles est uniforme sur toute la surface de l'outil, une densité de maillage est très élevée sur la face d'attaque de l'outil pour obtenir plus de résultats comme la température, comme est montré sur la figure. L'échange de chaleur est défini sur le volume de contrôle, la température initiale étant 25°C.

IV 3 Modélisation de la pièce à usiner (corps déformable)

La modélisation des écoulements de contraintes sur le matériau de la pièce est très importante pour avoir des résultats satisfaisant lors de la coupe des métaux. L'acier est sélectionné comme matériau de la pièce à usiner comme premier choix. Le modèle constitutif de Johnson Cook est utilisé pour décrire le comportement plastique de l'acier. Les critères de l'écoulement et d'endommagement de la matière de Johnson-Cook[1][2][3] sont donnés respectivement par les équations suivantes:

$$\sigma = (A + B(\bar{\varepsilon}^p)^n) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_{melt} - T_0}\right)^m\right] \quad (IV-1)$$

$$\varepsilon_f = (D_1 + D_2 \exp D_3 \sigma^*) (1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}^*) (1 + D_5 T^*) \quad (IV-2)$$

Les constantes de Johnson-Cook de l'acier AISI-1045 sont présentées sur le tableau (IV-3) ci-dessous:

Tableau IV-3: Constantes de Johnson Cook de la déformation plastique de l'acier selon Jaspers et Dautzenberg (2002) [1][2][12]

A [MPa]	B [MPa]	C (-)	n (-)	m (-)	T _f (K)
553.1	600.8	0.013	0.234	1	1460

Tableau IV-4: Constantes de Johnson-Cook de la rupture de l'acier[3]

D1	D2	D3	D4	D5	($\bar{\epsilon}_0$) s ⁻¹
0.25	4.38	2.68	0.002	0.61	1

A: Limite élastique

B: Consistance

C: Sensibilité à la vitesse

n: Coefficient d'écroutissage

m: Coefficient de dépendance à la température

T_f: Température de fusion de l'acier

T_t: Température de transition

$\bar{\epsilon}_0$: Terme de vitesse de déformation (s⁻¹)

D1, D2, D3, D4 et D5 sont les constantes de rupture de Johnson-Cook.

Durant l'analyse, la pièce à usiner ne subit pas de déformation élastique, seulement le comportement plastique est permis.

Les mailles des éléments finis sont au total 3300 éléments, le type des éléments est quadrilatéral, couplage température déformation et la température initiale est 25°C.

La zone de la pièce à usiner déformable est prise plus dense pour minimiser le temps d'exécution et aboutir des résultats plus nombreux.

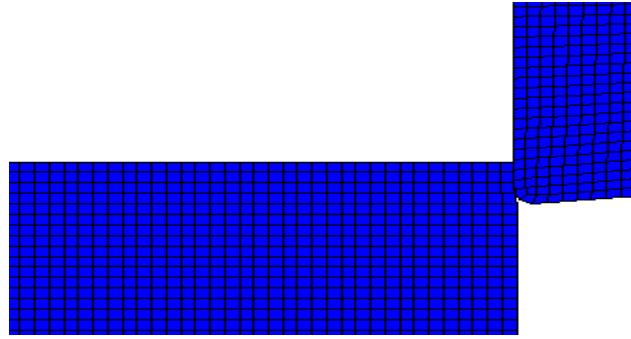


Figure (IV-3): Maillage de la pièce à usiner.

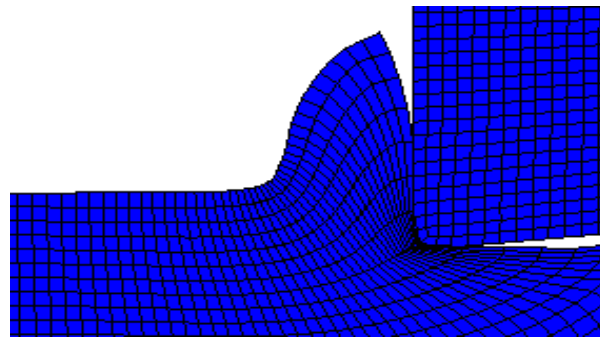


Figure (IV-4): Vue de la pièce durant l'usinage

IV-4 Analyse du transfert de chaleur lors de l'usinage

L'équation de la propagation de la chaleur est appliquée pour le système outil/pièce, avec source de chaleur due au frottement à l'interface outil/pièce et outil copeau et à la déformation plastique générée dans la première et la deuxième zone de cisaillement.

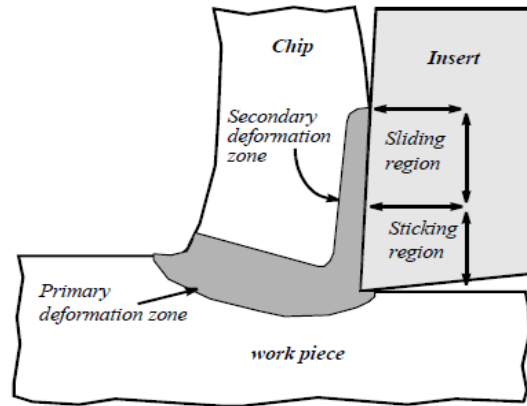


Figure (IV-5) Première et seconde zones de déformations[1]

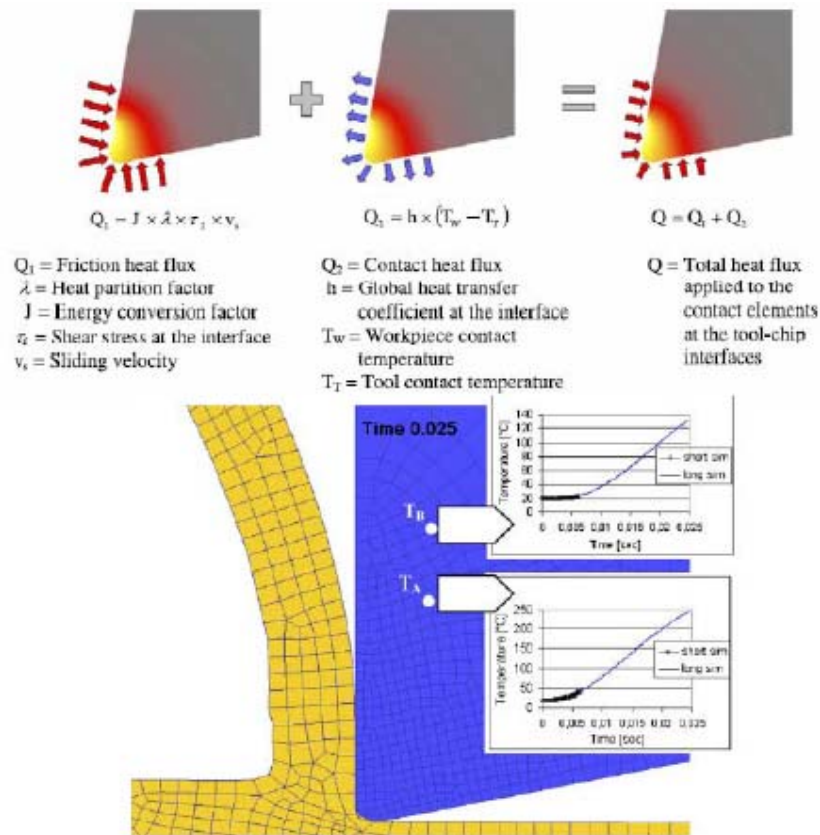


Figure (IV-6) Prédiction et validation expérimentale à l'aide des thermocouples en coupe orthogonale des phénomènes thermiques à l'interface outil/copeau (Umbrello et Al, 2007)[4]

Dans la première zone de déformation, la température moyenne peut être exprimée en fonction de l'énergie spécifique du matériau W_c . L'équation représente l'estimation de la température[3]

$$T = \frac{Wc}{\rho \cdot c} + T_0 \quad (IV-3)$$

Où Wc est l'énergie spécifique du matériau,

ρ est la masse volumique du matériau,

c : chaleur spécifique, et T_0 est la température initiale.

La seconde région de déformation est divisée en deux parties: la partie collante et glissante, Le contact collant a lieu au voisinage de l'arête de coupe et contrôlé par la contrainte de cisaillement maximale du matériau qui est lié à la température du copeau sur la face d'attaque de l'outil. La transformation de l'énergie de frottement en chaleur est largement responsable de l'augmentation de la température dans la deuxième zone de déformation :

La chaleur générée par frottement est exprimée par[3][5]:

$$\dot{q}_T = M(1 - RS) \frac{F_T \cdot V_{chip}}{Lc \cdot W} \quad (IV-4)$$

Où M est un facteur de conversion de l'énergie mécanique en énergie thermique.

F_T est la force tangentielle.

V_{chip} vitesse du copeau.

Lc longueur de contact.

RS est la fraction de la chaleur allant vers le copeau.

RS étant le taux volumique spécifique du flux d'origine plastique,

$$RS = \frac{MfW^p}{\rho} \quad (IV-5)$$

W^p : le taux d'énergie plastique.

f : est la fraction de l'énergie plastique convertie en chaleur, 0.9.

ρ : la masse volumique.

IV 5 Conditions aux limites: de point de vue thermique

L'équation différentielle de la propagation de la chaleur avec le terme source peut être écrite:

$$\rho C_v T = \text{div}(k \text{grad} T) + R_{\pi L} \quad (\text{IV-6})$$

$R_{\pi L}$: présente la puissance générée par unité de volume en (W/m^3) (par frottement et par déformation plastique, mécaniques dans d'autres termes).

Deux façons de décrire les conditions aux limites:

- La première est de considérer que le caractère adiabatique couvre tout le domaine sauf au contact outil/pièce[6], la résistance de contact est donnée.
- La deuxième est de considérer un échange de chaleur entre le système et le milieu ambiant tels que les conditions aux limites prises en compte sont les suivants[7],[5]:
 - ✚ La condition de Dirichlet : température imposée

$$T_{x=\text{surface}} = T_s \quad (\text{IV-7})$$

- ✚ La condition de Newmann : densité du flux imposée

$$q''_{x=\text{surface}} = -k \left(\frac{dT}{dx} \right)_{x=\text{surface}} = q_0'' \quad (\text{IV-8})$$

- ✚ La condition de refroidissement de Newton

$$q''_{x=\text{surface}} = -k \left(\frac{dT}{dx} \right)_{x=\text{surface}} = h(T_{x=\text{surface}} - T_f) \quad (\text{IV-9})$$

Les propriétés thermophysiques varient avec la température et les matériaux: conductivité thermique, chaleur spécifique et le coefficient de dilatation linéique.

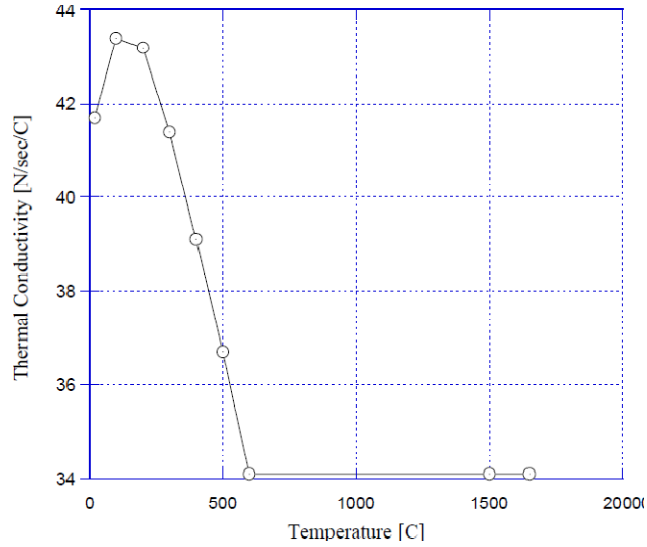


Figure (IV-7) Variation de la conductivité thermique de l'acier

En fonction de la température[7]

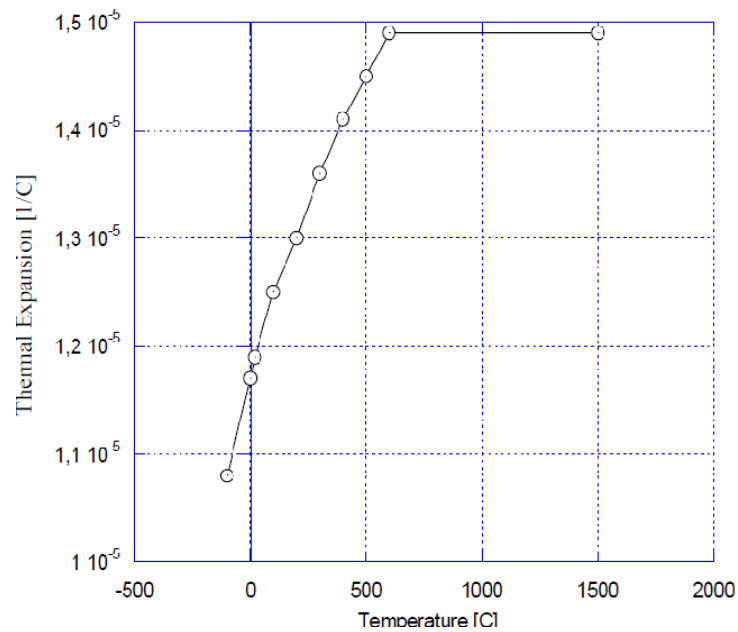


Figure (IV-8) Variation du coefficient de dilatation linéique de l'acier

En fonction de la température[7]

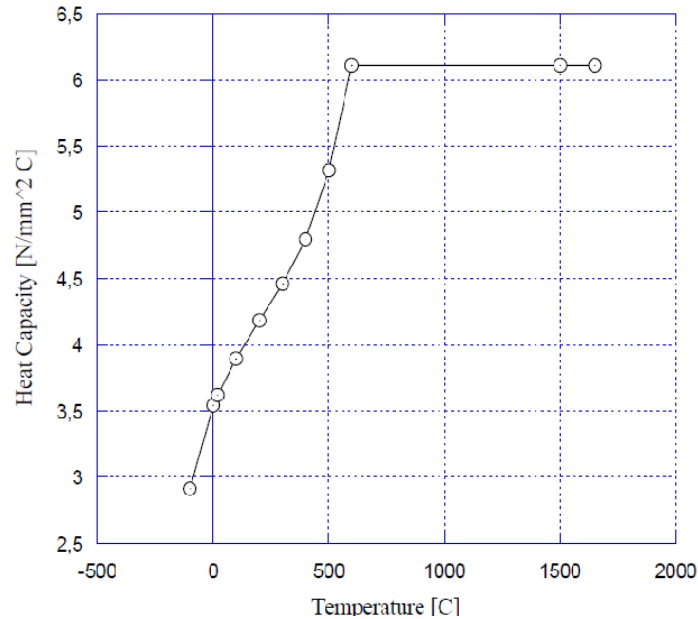


Figure (IV-9) Variation de la chaleur spécifique de l'acier
En fonction de la température[7]

IV 5 1 Modélisation du contact du système outil/pièce

L'étape suivante décrit la modélisation du contact du système pièce/outil, les paramètres de coupe sont donnés par le tableau suivant comme premier choix:

Tableau IV-5 Conditions de coupe

Vitesse de coupe (m/min)	Avance (mm)	Largeur de coupe (mm)
500	0.15	1

IV 6 Usinabilité de l'acier AISI-1045: Propriétés des conditions d'usinage

L'acier AISI-1045 est largement utilisé dans le secteur automobile et machinerie. Les dimensions de la pièce sont (15X5) mm², l'outil de coupe est supposé avoir un angle de coupe qui varie de (-10° à 10°), la vitesse de coupe est égale à 500 m/min, l'avance est de 0.15 mm/rev, l'angle de dépouille est 6°, la profondeur de passe 1mm dans le sens perpendiculaire à la feuille. Les conditions aux limites de point de mouvement sont montrés sur la figure (IV-10), la pièce est supposée encastrée sur toute la longueur, l'outil de coupe est permis de se déplacer uniquement dans la direction de x, le déplacement par rapport à y et z est nul.

Les propriétés thermophysiques de l'acier sont données sur le tableau ci-dessous:

Tableau IV-6 Propriétés de l'acier 1045

Propriétés	Acier
Masse volumique (kg/m^3)	7800
Module de Poisson	0.3
Module d'Young (GPa)	210
Chaleur spécifique (J/kgK)	432
Conductivité thermique (W/mK)	47
Coefficient de dilatation thermique ($\frac{\mu\text{m}}{\text{m}} \text{ } ^\circ\text{C}$)	11 à 20°C

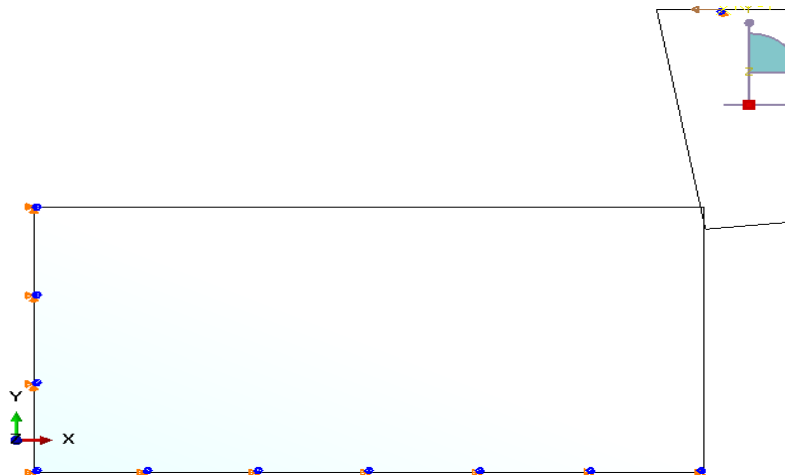


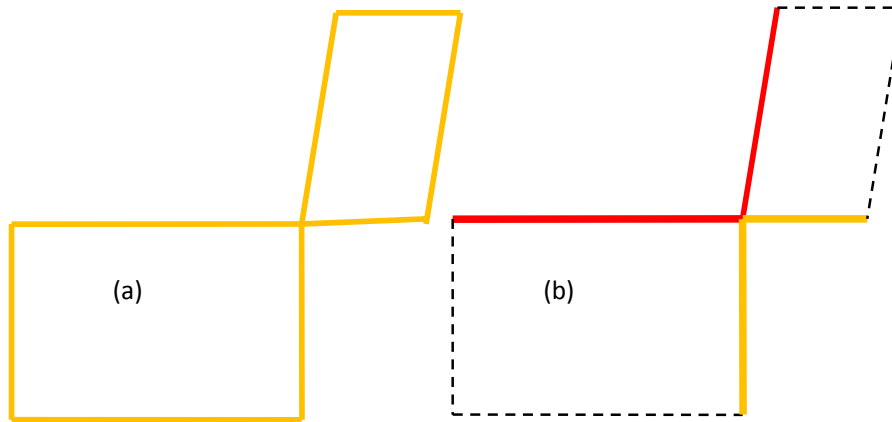
Figure (IV-10) Conditions aux limites de mouvement

Hypothèse pour les conditions aux limites de point de vue thermique:

- ✚ Le contact entre l'outil et le copeau est thermiquement imparfait (contact glissant).
- ✚ Un grand coefficient de transfert de chaleur par convection ($h_{\text{int}}=1000\text{W/m}^2\text{K}$) [Filice et Al 2007][4].
- ✚ Les limites qui sont loin de la zone de coupe sont supposées avoir la température ambiante, $T=25^\circ\text{C}$.

- ✚ Les pertes de chaleur de l'outil et du copeau par convection vers les surface libres, $h=20\text{W/m}^2\text{K}$.
- ✚ L'échange de chaleur par rayonnement est négligeable.

Les conditions aux limites sont définies comme suit:



Condition de Dirichlet $T(x_0, t) = T_0$ - - -

Condition de Newton $-k(\partial T/\partial x)_{x=0} = h(T_\infty - T(0, t))$ ———

Condition de Newman $(\partial T/\partial x)_{x=0} = 0$ ———

Figure (IV-11) Conditions aux limites thermiques

(a) cas adiabatique

(b) échange de chaleur par convection avec l'environnement

Une autre étape consiste à définir le contact thermomécanique entre outil/pièce à usiner, l'outil est considéré comme surface 'maitre' car c'est un corps rigide et la pièce est surface 'esclave'. La méthode de calcul choisie est la méthode de pénalité, les propriétés du contact sont: le coefficient de frottement est donné égal à 0.6, la contrainte de cisaillement maximale est 400 MPa, les propriétés thermiques du contact sont les suivantes: fraction de la chaleur générée par frottement est prise: 1, la portion de la chaleur dirigeant vers l'outil varie de 0.1 à 0.8 respectivement. La résistance thermique de contact est fonction de la pression de contact vaut $2 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{Cm}^2/\text{W}$.

Conductance $W/m^2\text{°C}$	Distance μm
2×10^{-6}	0
0	1000

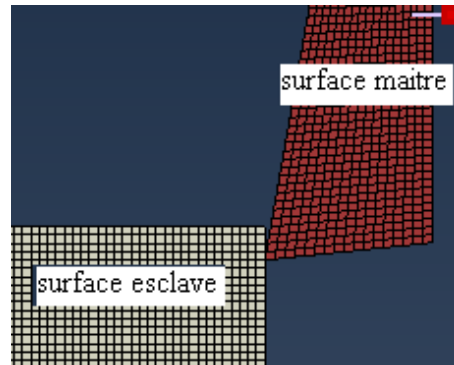


Figure (IV-12) Méthode appliquée pour le contact outil / pièce

IV 7 Types d'éléments et domaine du maillage

Pour la simulation du processus de coupe, les codes commerciaux les plus utilisés sont, ANSYS, et DEFORM. ABAQUS est un outil très important pour résoudre les problèmes linéaires et non linéaires statiques et dynamiques, contact entre solides et la capacité de modéliser de larges changements dans les solides. Plusieurs auteurs développent différents modèles et techniques pour des cas spécifiés dans la simulation du champ de coupe. Le domaine des mailles a différentes conditions aux limites, géométriques et régions pour l'analyse, tous les modèles dépendent des conditions d'usinage, la géométrie de l'outil, la morphologie des copeaux. Chaque modèle employé a le même type d'éléments, généralement quadrilatéral avec des propriétés thermomécaniques couplées (CPE3T, CPE4RT).

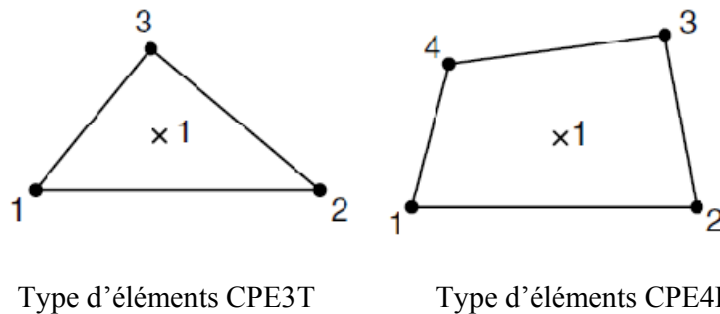


Figure (IV-13) Types d'éléments pour le maillage de la pièce à usiner[8]

- Les éléments CPE3T qui sont des éléments linéaires à 3 nœuds, avec 1 seul point réduit d'intégration et u_x , u_y et T des degrés de liberté actifs avec le mode Hourglass.
- Les éléments CPE4RT qui sont des éléments linéaires à 4 nœuds, avec 1 seul point réduit d'intégration et u_x , u_y et T des degrés de liberté actifs avec le mode Hourglass.
- Les éléments CPE4T qui sont des éléments linéaires à 4 nœuds, avec 4 points d'intégration et u_x , u_y et T des degrés de liberté actifs avec le mode Hourglass.

IV 8 Algorithmes pour le type de maillage

Le type des algorithmes doit être spécifié dans le code ABAQUS. Généralement, il y a deux types d'algorithmes qui sont appliqués pour choisir les formes d'éléments en 2 ou 3 dimensions. La figure montre la différence entre les algorithmes et l'avantage principal est la possibilité de former les géométries complexes avec précision même dans les arêtes et les bords.

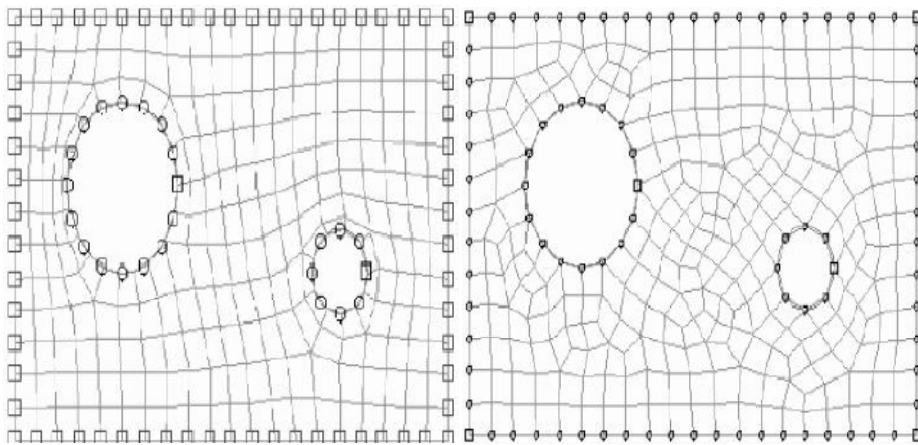


Figure (IV-14) Algorithmes disponibles pour la technique de maillage libre[3]

Une autre technique pour modéliser la région du matériau est la technique structurée, la figure montre les différentes transformations de la forme simple à la forme compliquée.

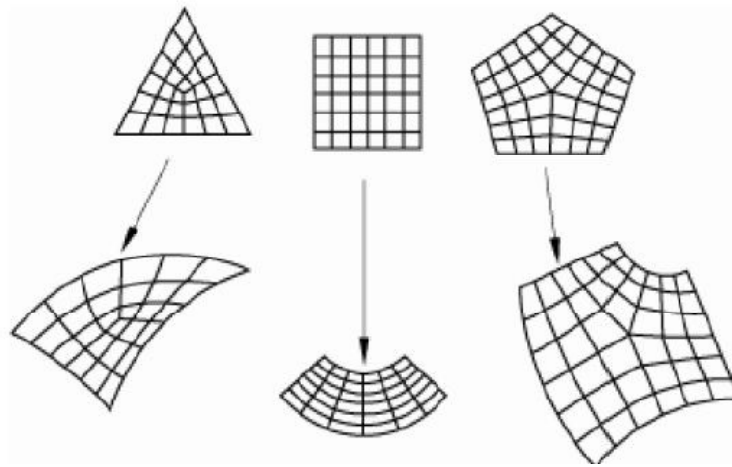


Figure (IV-15) Technique structurée[3]

Les équations générales du mouvement durant l'analyse dynamique explicite, sont données par [8][9]:

$$[M]\{\ddot{u}^N\} + [C]\{\dot{u}^N\} + [K]\{u^N\} = \{P^N\} \quad (\text{IV-11})$$

$$\ddot{u}_{(i)}^N = (M^{NJ})^{-1}(P_{(i)}^J - I_{(i)}^J) \quad (\text{IV-12})$$

Où M^{NJ}, P^J, I^J sont les matrices des éléments diagonales de masse, le vecteur de la charge appliquée, et le vecteur force interne respectivement.

$$\dot{u}_{(i+\frac{1}{2})}^N = \dot{u}_{(i-\frac{1}{2})}^N + \frac{\Delta t_{(i+1)} + \Delta t_{(i)}}{2} \ddot{u}_{(i)}^N \quad (\text{IV-13})$$

$$u_{(i+1)}^N = u_{(i)}^N + \Delta t_{(i+1)} \dot{u}_{(i+\frac{1}{2})}^N \quad (\text{IV-14})$$

$$\dot{\theta}_{(i)}^N = (C^{NJ})^{-1}(P_{(i)}^J - F_{(i)}^J) \quad (\text{IV-15})$$

$$\theta_{(i+1)}^N = \theta_{(i)}^N + \Delta t_{(i+1)} \dot{\theta}_{(i)}^N \quad (\text{IV-16})$$

Les équations pour les déplacements des nœuds u , vitesses \dot{u} , accélérations \ddot{u} , sont données par les équations (IV-11...(IV-14).

Où Δt est l'incrément de température, u^N le degré de liberté et i est le nombre incrémental dans l'étape dynamique explicite.

Durant la coupe des métaux, les contraintes dépendent largement de la température, ainsi, l'analyse couplée des contraintes et des températures est nécessaire pour des prédictions exactes de la simulation par MEF. Dans ce cas, les équations de transfert de chaleur sont intégrés en utilisant l'intégration de différence de temps avec la matrice d'amortissement, où C^{NJ} est la matrice d'amortissement et P^J est le vecteur source dans chaque nœud appliquée, F^J est le vecteur flux interne, et θ^N est la température au nœud N.

1. Calcul de la matrice masse M et de la matrice de rigidité élastique initiale K
2. Conditions initiales : $n=0$; $T=T_0$; $u=u_0...$
3. Estimation du pas de temps : $\Delta t_{n+1} = \frac{2}{w_{max}}$
4. Mise à jour des déplacements pour l'incrément n : $u_n = u_{n-1} + \Delta t_n \dot{u}_{(n-\frac{1}{2})}$
5. Calcul des forces internes : $[F_{int}^k] = \int_V [B^k]^T \underline{\sigma} dV$
6. Calcul des forces externes : $[F_{ext}^k] = \int_V [N^k]^T f_d dV + \int_{S_F} [N^k]^T t dS + \int_{S_C} [N^k]^T t_c dS$
7. Résolution des accélérations : \ddot{u}_n
8. Calcul des nouvelles vitesses : $\dot{u}_{(n+\frac{1}{2})} = \dot{u}_{(n-\frac{1}{2})} + \frac{\Delta t_{(n+1)} + \Delta t_{(n)}}{2} \ddot{u}_{(n)}$
9. Si le nombre d'itérations est inférieur au nombre maximal de pas :
 - ✓ Si oui : On retourne à l'étape 3
 - ✓ Si non : Fin

Figure (IV-16) Algorithme de résolution pour un problème thermique par un schéma d'intégration explicite[10]

IV 9 Résultats de la simulation

Nous présentons les résultats de la simulation du modèle de la coupe de l'acier AISI-1045 en cas de la coupe orthogonale par la méthode Lagrangienne-Eulérienne Arbitraire qui a la caractéristique de mettre en jeu de grands gradients de déformations car elle permet notamment d'adapter le maillage à l'écoulement et d'introduire plus facilement la notion de séparation dans le cas de (fissuration ou rupture).

Dans tous les résultats, J représente la fraction de chaleur allant vers la pièce [11]

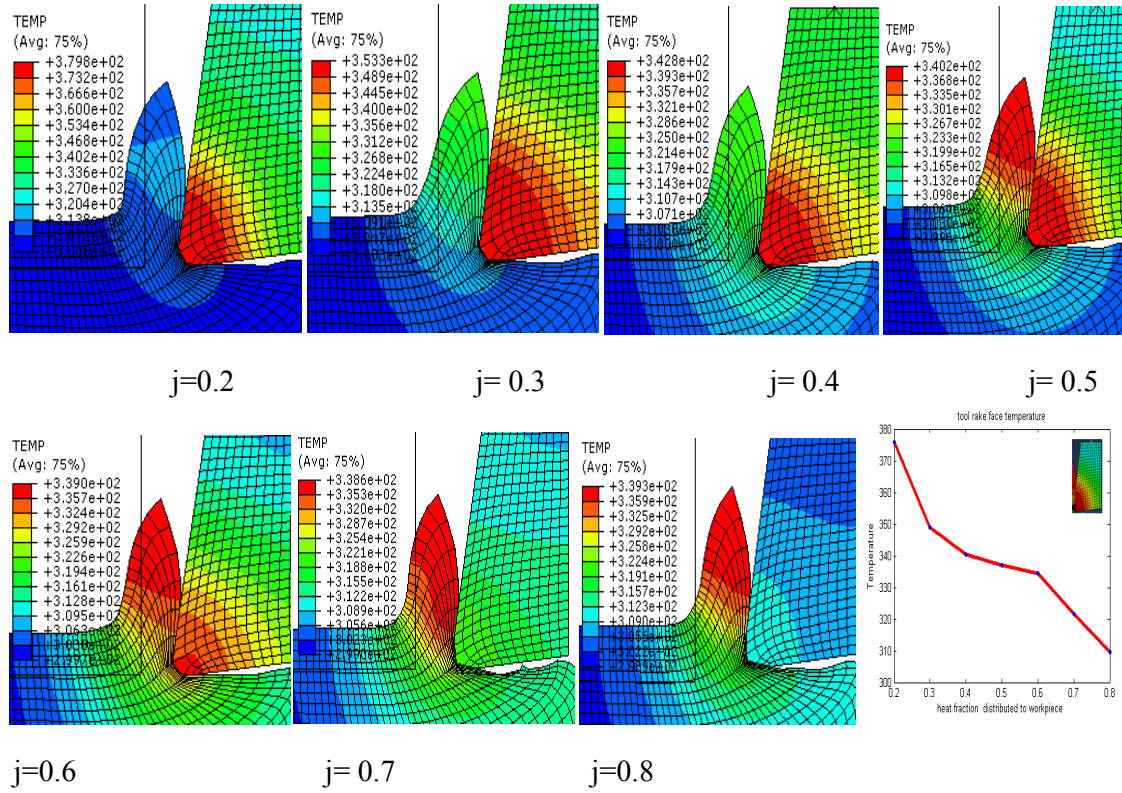


Figure (IV-17) Distribution de la température pour l'angle de coupe (-10°)

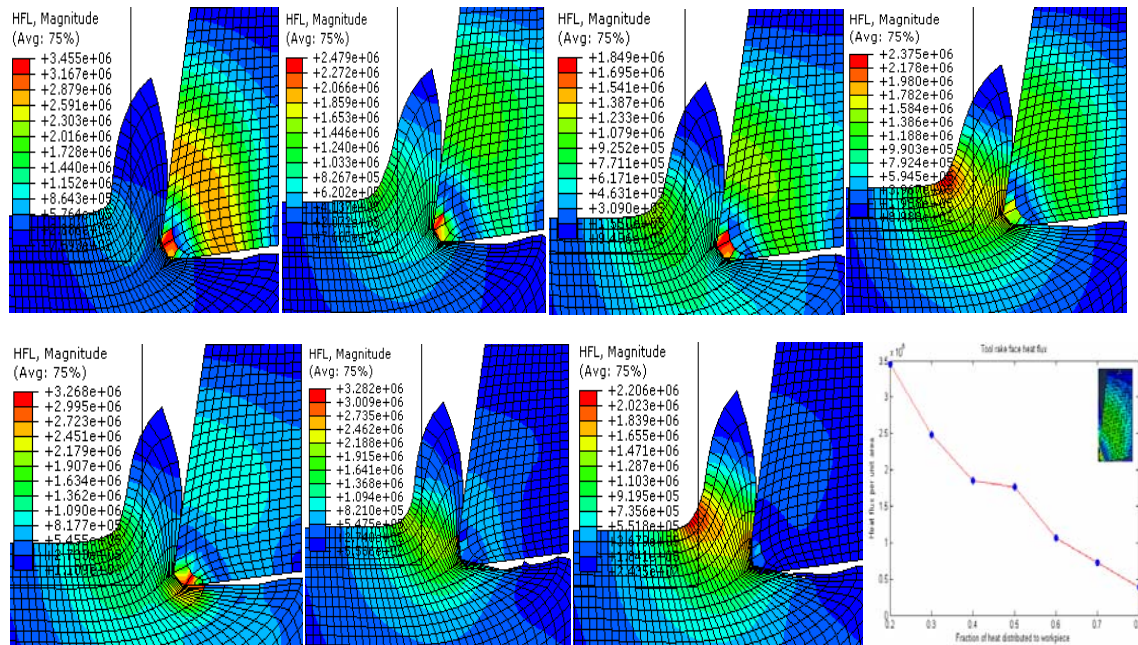


Figure (IV-18) Distribution du flux de chaleur pour l'angle de coupe (-10°),

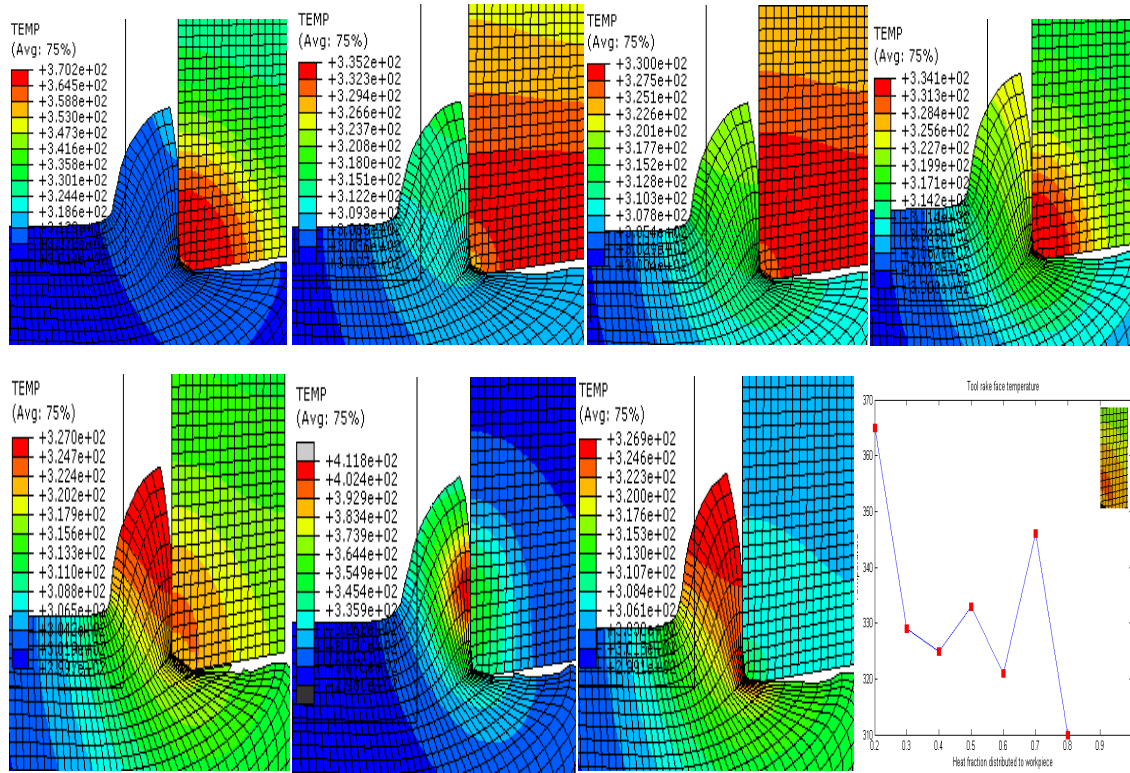


Figure (IV-19) Distribution de la température pour l'angle de coupe (0°)

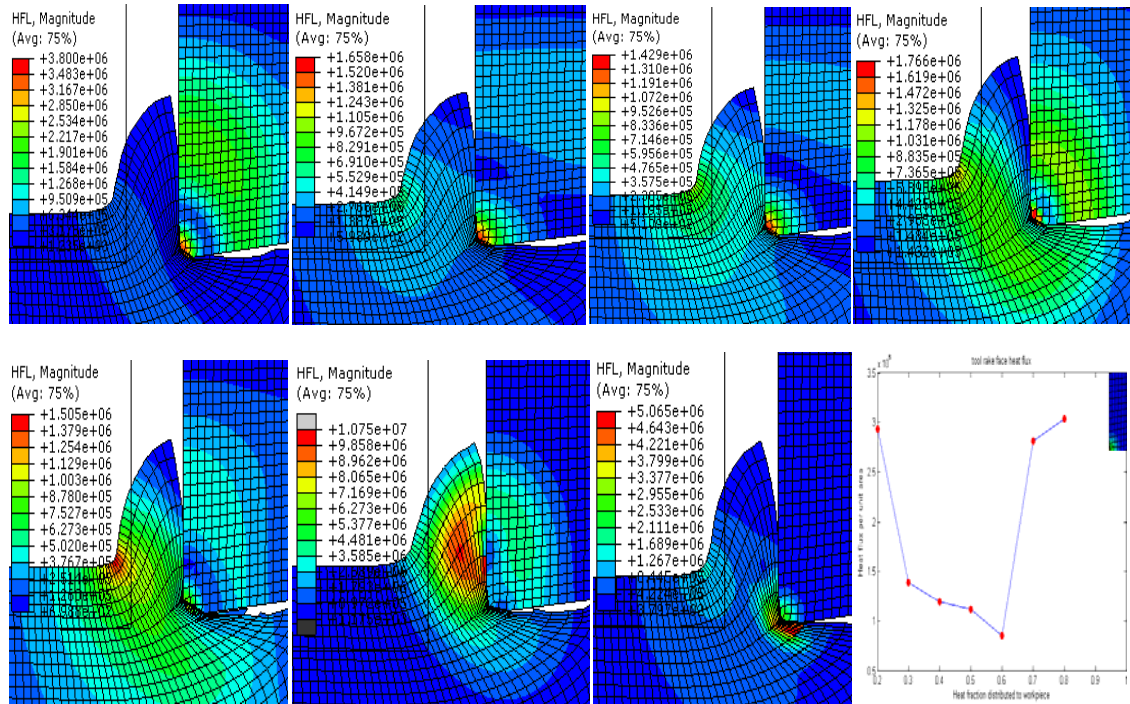


Figure (IV-20) Distribution du flux pour l'angle de coupe (0°),

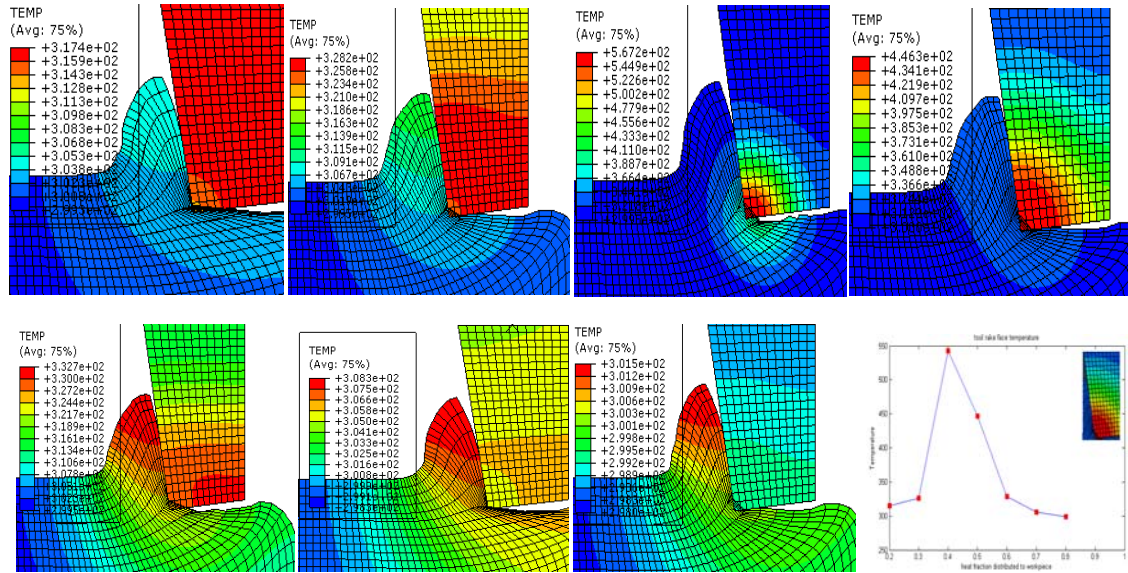


Figure (IV-21) Distribution de la température pour l'angle de coupe (+10°)

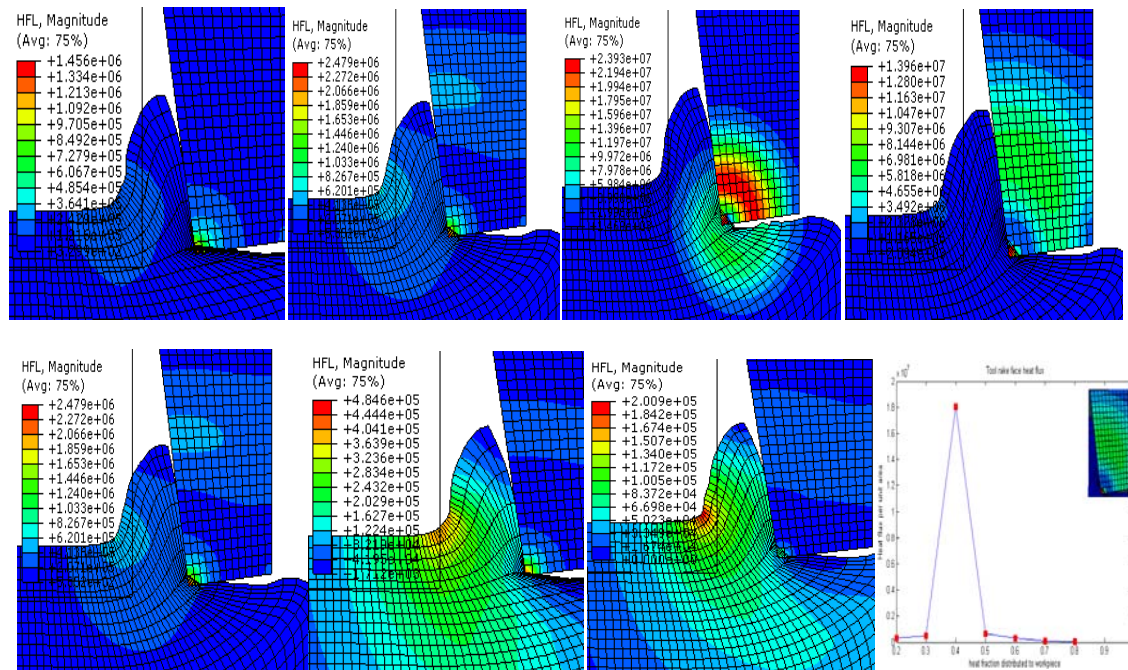


Figure (IV-22) Distribution du flux de chaleur pour l'angle de coupe (+10°)

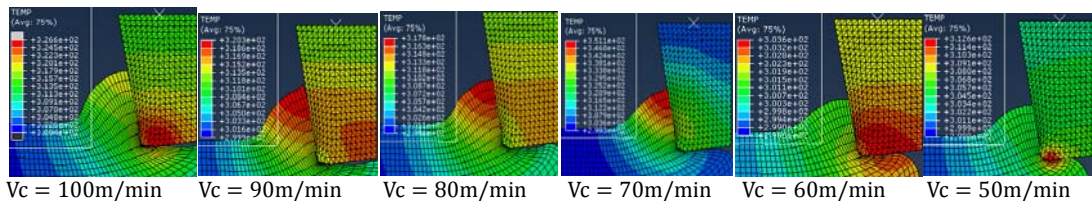


Figure (IV-23) Distribution de la température, comparaison pour différentes vitesses de coupe

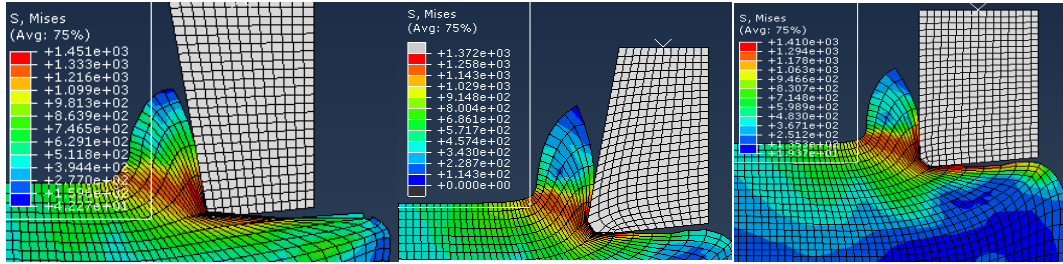


Figure (IV-24) Variation des contraintes avec l'angle de coupe (-10°, 0°, 10°)

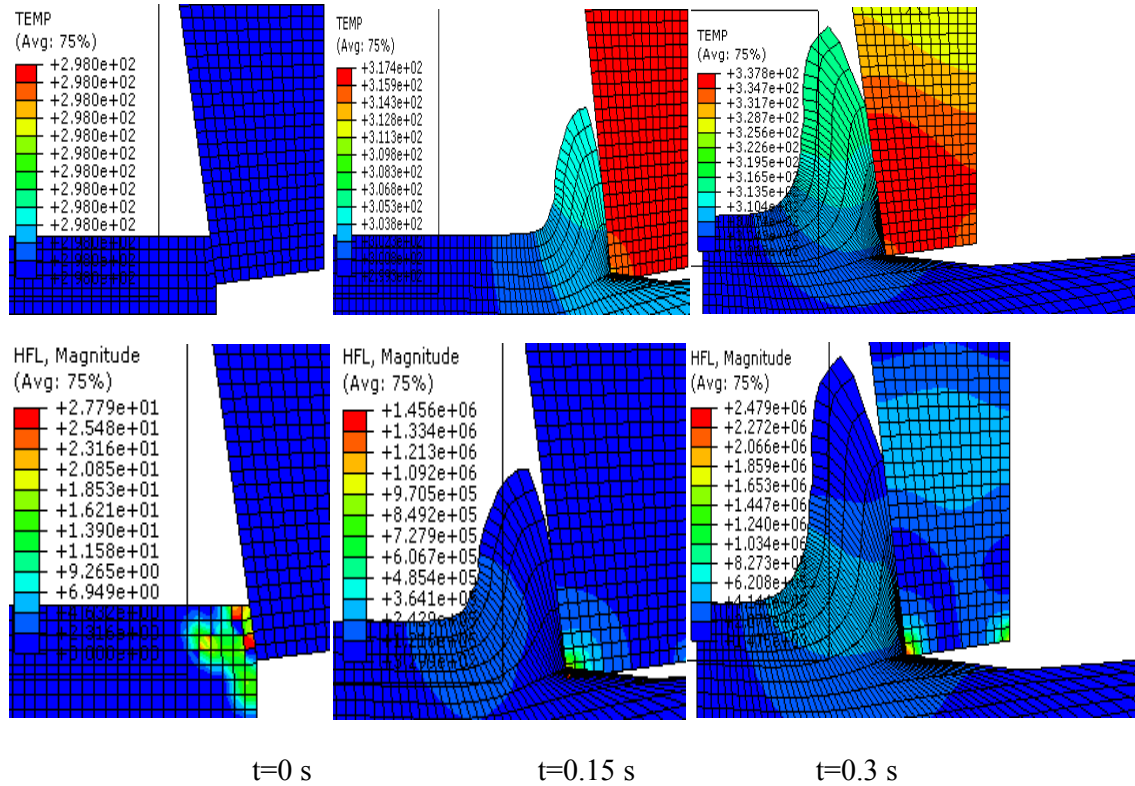


Figure (IV-25) Température et flux de chaleur durant la coupe de l'acier AISI-1045

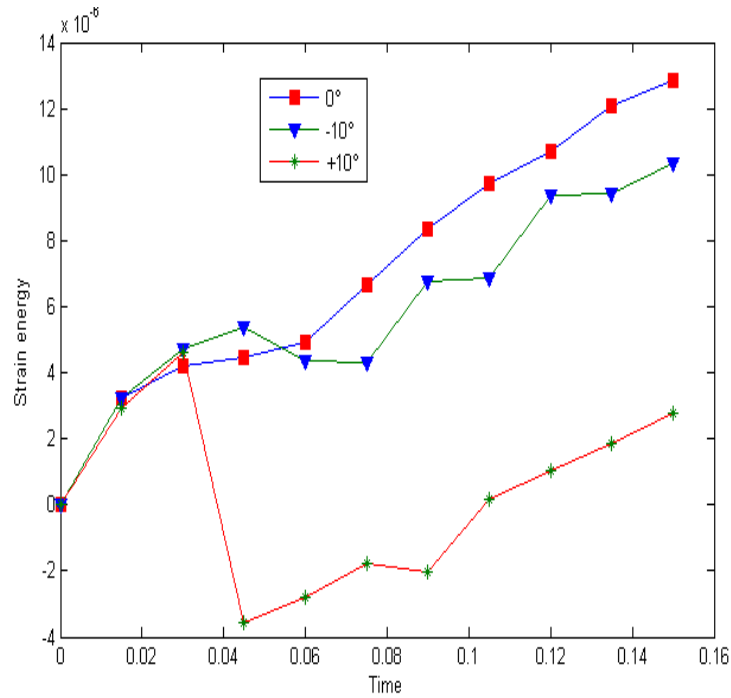


Figure (IV-26) Evolution des énergies de déformation avec différents angles de coupe (-10°, 0°, 10°)

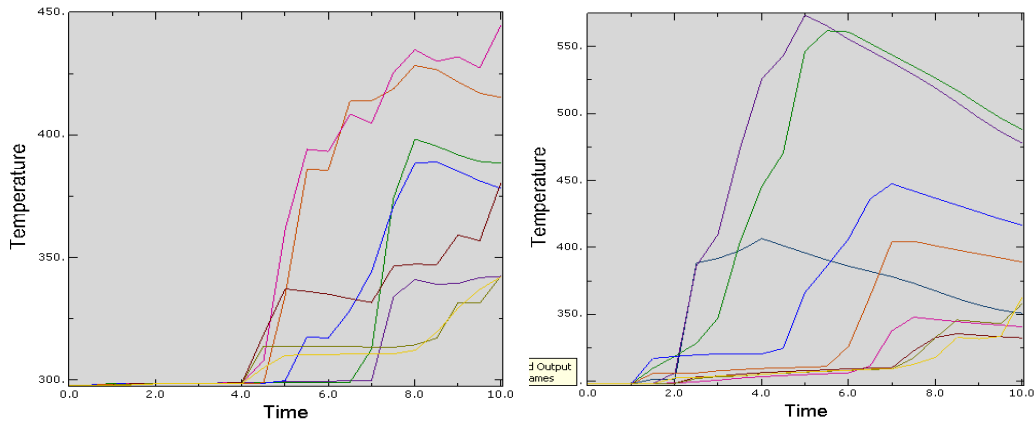


Figure (IV-27) Echauffement des faces de coupe

(a) adiabatique, (b) non adiabatique

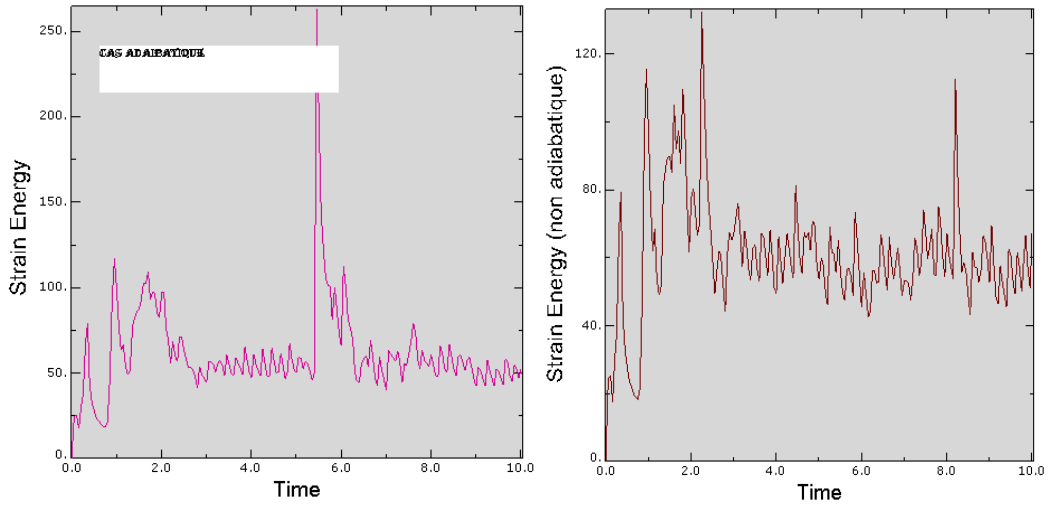


Figure (IV-28) Energie de déformation (a) adiabatique, (b) non adiabatique

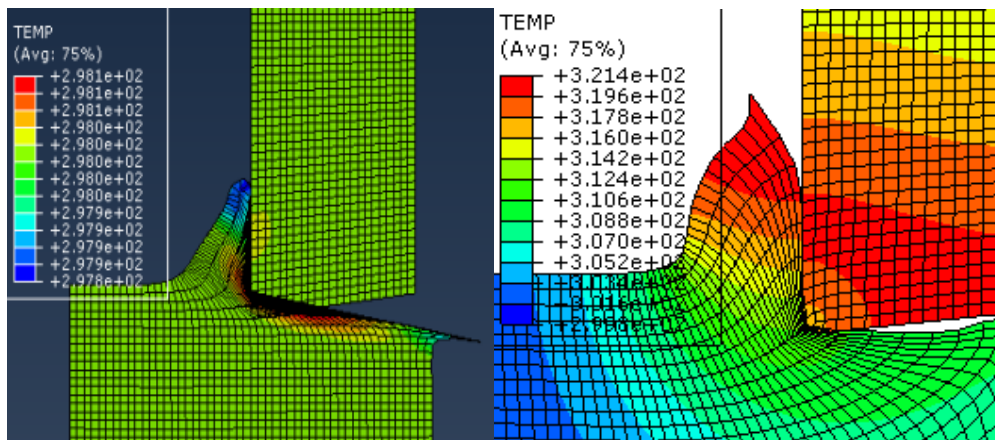


Figure (IV-29) Distribution de la température et morphologie du copeau

(a) sans ALE et (b) ALE

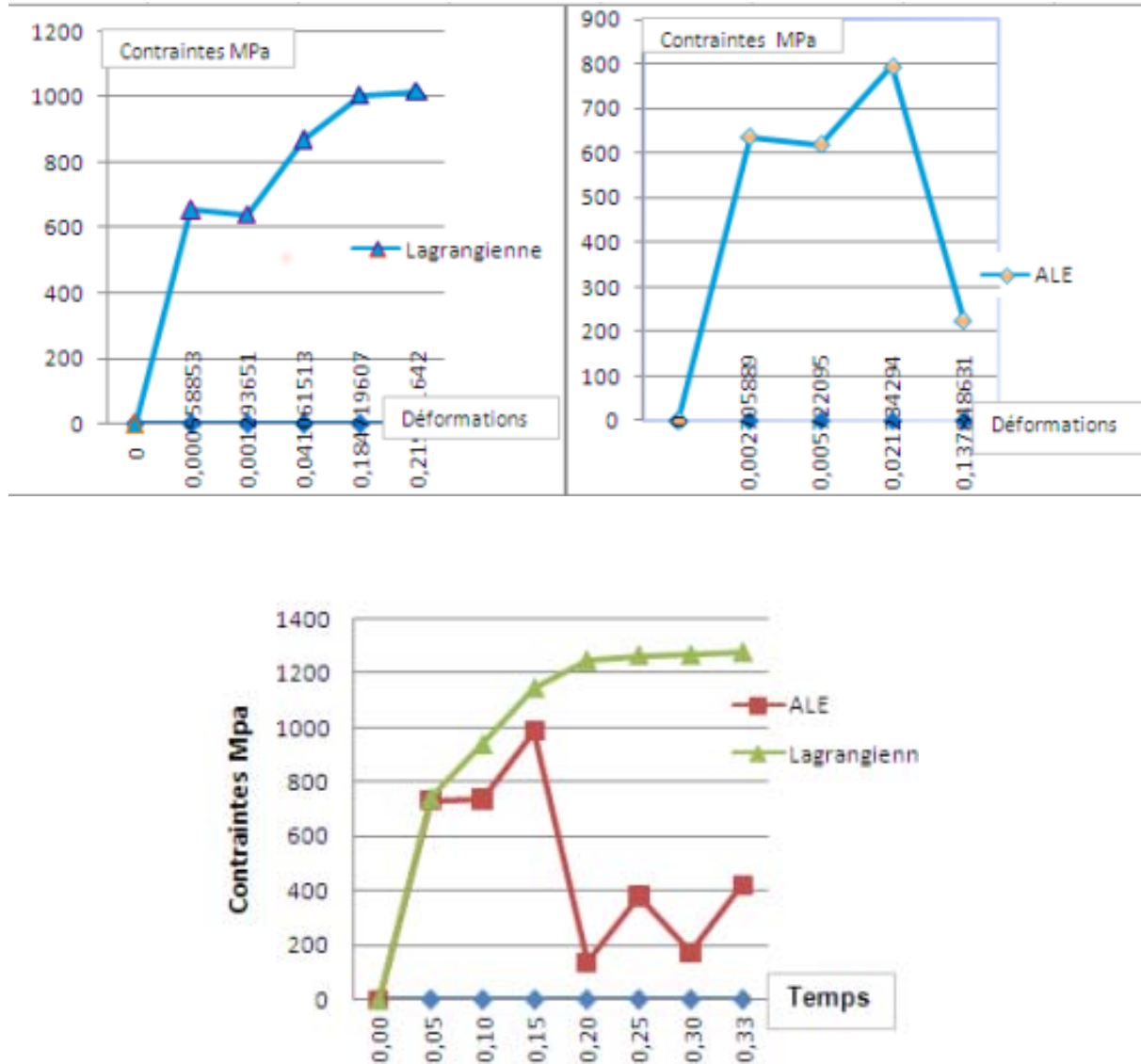


Figure (IV-30) Contraintes de Von-Mises en fonction des déformations

(a) Lagrangienne et (b) ALE

Sur les figures (IV-17...IV-22), est présenté la distribution de la température et le flux de chaleur dans l'ensemble outil/pièce/copeau en faisant varier la fraction de la chaleur J distribué à la pièce.

Dans le cas de l'arête de coupe ($+10^\circ$), la surface de contact outil/copeau est supérieure à celle (0°) et (-10°), par conséquent, il existe une portion du flux de chaleur en plus qui passe du copeau vers l'outil par conduction et est proportionnelle à la surface de contact, influant ainsi sur l'élévation de la température d'usinage/la température ambiante.

En adoptant la méthode Lagrangienne, la température de coupe est localisé en un point de l'arête de coupe, par contre, en cas de la méthode ALE, la température et le flux de chaleur est uniformément distribué sur les surfaces et la morphologie du copeau est meilleure figure (IV-29), en plus, les contraintes de Von Mises diminuent, figure (IV-30).

La température de coupe varie avec la vitesse de coupe, en ALE, figure (IV-23), quant on augmente celle ci, (cas de l'UGV), la chaleur n'a pas assez de temps à être transmise vers l'outil et la pièce, elle est dissipée avec les copeaux et la pièce reste presque froide.

Dans la coupe des métaux, les conditions aux limites de point de vue thermique, toutes les surfaces étant adiabatiques[6], d'autres auteurs [4,5,7] ont considéré qu'il y a un échange de chaleur entre le système outil/pièce /copeau et le milieu environnant en introduisant un coefficient de transfert thermique par convection $h=1000$ [W/m²K], les figures (IV-27) et (IV-28) font distinguer les deux cas.

IV 10 Conclusion

Dans ce travail, une simulation en régime transitoire de l'analyse du transfert de chaleur durant le début de l'usinage (coupe orthogonale) de l'acier AISI-1045 a été étudiée à l'aide du code Abaqus dynamique explicite.

Nous avons essayé d'introduire le coefficient de partage J de la portion de la chaleur allant vers la pièce, donc, celle qui vas vers l'outil sera effectivement (1-J), et voir la distribution de la température et du flux de chaleur en variant le facteur J.

La sélection des géométries des outils de coupe et les conditions de coupe (vitesse de coupe) est un outil indispensable pour améliorer la qualité et temps de production.

La méthode choisie dans cette étude est la l'approche Lagrangienne-Eulerienne- Arbitraire ALE pour ces avantages citées auparavant, cependant pour le contact, cette méthode est incapable d'analyser le phénomène (les forces de coupe). Les résultats obtenues sont bonnes (les contraintes, déformations, températures, flux de chaleur, etc.).

L'application de la méthode FEM a un rôle significatif dans l'exactitude des résultats, la réduction du coût et la nécessite des expériences.

En conclusion, la méthode dynamique explicite est utilisée principalement car elle a des avantages sur le rendement computationnel pour de larges déformations et les problèmes non linéaires durant la coupe des métaux. L'usinage, étant un processus d'analyse couplé thermique et mécanique, peut générer de la chaleur, celle-ci influe sur les propriétés mécaniques du matériau comme les déformations. Le couplage nous aboutit à trouver la solution de distribution de température et déformation, cette méthode conduit à l'optimisation des conditions de coupe, géométriques pour les applications à l'usinage à grande vitesse.

Références

- [1] Tuğrul Özel et Erol Zeren, *Finite Element Method Simulation of Machining of AISI 1045 Steel With A Round Edge Cutting Tool*. Département des Systèmes Industriels, Université d'Etat de New Jersey Piscataway. New Jersey 08854 USA. 2010
- [2] C.Z Duan, T Dou, Y J Cai, YY Li, *Finite element simulation and experiment of chip formation process during high speed machining of AISI 1045 hardened steel*. AMAE. Journal International en Production et Ingénierie Industrielle. Université de Technologie, Ecole de Mecanique. Chine. 2011
- [3] Everton Ruggeri, *Finite Element Simulation of chip formation in machining process*, Education Académique, Université de Estado de Santa Catarina, DEM, Alumnus, Brasil. 2014
- [4] E. Ceretti, L. Filice, D. Umbrello, F. Micari, *ALE simulation of orthogonal cutting: a new approach to model heat transfer phenomena at the tool-chip interface*. Journal Elsevier, Dept de Mecanique et Ingénierie Industrielle. Université de Brescle. Brescle. Italie. 2007
- [5] Halil Bilin, *Simulation of orthogonal metal cutting by finite element analysis*. Thèse de Master en Science Naturelle et Science Appliquée. 2003
- [6] F.Ducobu, E. Rivière-Lorphèvre, E. Fillipi, *An ALE model to study the depth of cut influence on chip formation in orthogonal cutting*. 8^{ème} Conférence Internationale de l'Usinage à Grande Vitesse. Université de Mons (UMONS), FPMs, Département de Conception des machines et de production. 20 Place du Parc.7000 Mons. Belgique. 2010
- [7] Kiliçaslan, C, *Modelling and simulation of metal cutting by finite element method*. Thèse de master. Institut de Technologie de Ysmir. Turquie. 2009
- [8] Abaqus, *Abaqus user's manual*. Simulia. 2010
- [9] Ozel, T. and Zeren, E, *Finite Element Modelling the Influence of Edge Roundness on the Stress and Temperature Fields Induced by High Speed Machining*. Journal International de Fabrication et Technologie Avancées 35: 255-267. 2007

- [10] P.Lestriez, *Simulation numérique de la coupe orthogonale par couplage thermique-comportement-endommagement en transformations finies. Application à la mise en forme*. Thèse de doctorat. Université de technologie de Troyes. Décembre 2003
- [11] T. Mabrouki, J.-F Rigal, *A contribution to a qualitative understanding of thermo-mechanical effects during chip formation in hard turning*. Journal de Technologie de Procédés des Matériaux. 176 (1-3) 214-221.2006
- [12] Jaspers, S.P.F.C and Dautzenberg, J.H., *Material behavior in conditions similar to metal cutting: flow stress in the primary shear zone*. Journal de Technologie de Procédés des Matériaux.122. 322-330. 2002

Chapitre V
Résultats et Discussions

Modélisation et Simulation du Procédé de Fraisage Périphérique de l'aluminium avec une fraise en carbure de tungstène multi-flûtes à 2 dimensions:

Par la méthode des éléments finis, Approche Lagrangienne

V1 Introduction

Dans le domaine du fraisage, l'usinage à grande vitesse est développé dans les domaines: Production de moules de grandes et moyennes dimensions, Industrie aérospatiale et la Production d'automobiles[1][4].

Principe: L'outil à arêtes de coupe multiples (4, 6) flûtes, tourne relativement à la pièce pour générer une surface plane.

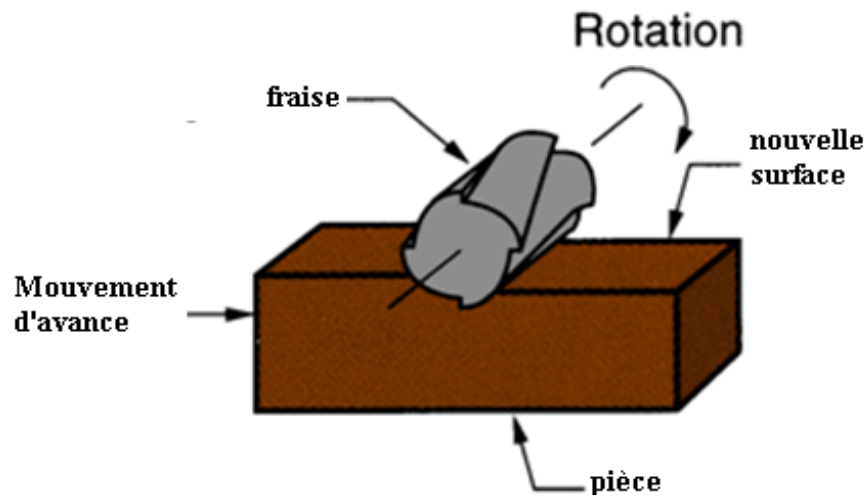


Figure (V-1) Modèle en 3D du fraisage périphérique en opposition à quatre flûtes

V 1 1 Présentation du modèle

Notre travail consiste à développer numériquement les différentes étapes de procédé de fraisage périphérique de l'aluminium (A2024-T351) avec une fraise en carbure de tungstène. La fraise est parfaitement rigide avec une approche thermoélastique, un centre de masse est ajusté pour le début de l'analyse. alors que la pièce est déformable. Les propriétés thermomécaniques de Johnson Cook de plasticité et d'endommagement sont introduits dans le tableau (VI-2). 5000 éléments sont générés sur la pièce de type CPE4RT de dimensions (2.5 x 5) mm² et 1050 éléments sont générés sur une fraise circulaire de diamètre \varnothing 1.6 mm avec quatre ou six flûtes, le contact a des propriétés thermomécaniques aussi, la vitesse d'avance est attribuée à la pièce alors que la vitesse angulaire est attribuée à l'outil variant de 10 rad/s à 1200 rad/s, les conditions de coupe sont donnés par le tableau

ci-dessous, les conditions aux limites sont de type Lagrangien, le coefficient de frottement est celui de Coulomb, $\mu = 0.4$, toutes les surfaces sont supposées adiabatiques sauf au contact outil/pièce, le transfert de chaleur se fait par conduction, dont la résistance de contact est prise (carbure de tungstène/aluminium) sans fluide interstitiel: $2 \times 10^{-6} \text{ K m}^2/\text{W}$ pour une pression de contact donnée en MPa. La fraction de l'énergie mécanique supposée convertie en chaleur à 100 % est égal à l'unité, le coefficient de partage est 0.5. Le logiciel utilisé est Abaqus 6.10, le schéma de résolution est Explicit et la méthode de simulation choisie dans notre cas est l'approche Lagrangienne pour les avantages qu'elle nous offre sur le comportement réel de l'usinage comme la formation du copeau et sa courbure le long de la longueur de la pièce, en effet les conditions de contact ou d'interface (les forces de coupe) ne peuvent être abouties par la méthode (ALE).

Tableau V-1 : Données des conditions de coupes

Vitesse d'avance mm/s	Vitesse angulaire Radians/s	Profondeur de passe mm	Angle de taillant Degré	Nombre de flûtes
2	10, 50, 100, 200, 500, 1000, 1200	1.5	27	4 6

Tableau V-2: Données des constantes de plasticité et d'endommagement Johnson-Cook pour (A2024-T351 [2][3]):

A [MPa]	B [MPa]	C (-)	n (-)	m (-)	T _f K)
352	440	0.00383	0.42	0.6	750
D1	D2	D3	D4	D5	$\bar{\epsilon}_0$
0.13	0.13	-1.5	0.011	0	1

Tableau V-3 Propriétés thermomécaniques de l'aluminium

Propriétés	Aluminium (A2024-T351)
Masse volumique ρ (kg/m ³)	2702
Module de Poisson ν (-)	0.33
Module d'Young (GPa)	72
Chaleur spécifique Cp (J/kgK)	903 à 300K 990 à 473K 1100 à 573K 1150 à 673K
Conductivité thermique k (W/mK)	302 à 373K 237 à 473K 400 à 673K 218 à 1073K
Coefficient de dilatation thermique α ($\frac{\mu\text{m}}{\text{m}}^\circ\text{C}$)	2.238×10^{-5} à 25°C

Tableau V-4: Données thermomécaniques du carbure de tungstène

Module d'élasticité E (Gpa)	Module de Poisson ν	Coefficient de dilatation linéique α (1/°C)	Conductivité thermique k (W/mK)	Chaleur spécifique Cp (J/kg.K)	Masse volumique ρ (kg/m ³)
800	0.2	0.0047 à 20°C 0.0049 à 1273°C	46	203	15000



Figure (V-2) Exemple du fraisage périphérique à 4 flûtes



Figure (V-3) Modèle du fraisage périphérique à 6 flûtes

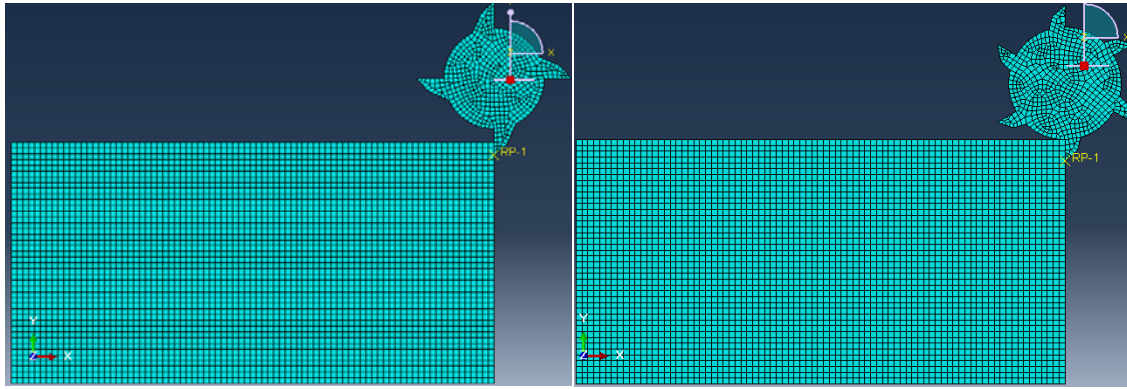


Figure (V-4) Maillage initial du couple piece/fraise

V 2 Résultats de la simulation:

Les résultats de la simulation sont bien illustrés ci-dessous pour voir la performance du logiciel à donner non seulement les grandeurs de sortie tels que les champs de contraintes, les températures, les forces de coupe la morphologie du copeau par la méthode des éléments finis mais aussi le phénomène de coupe réellement : la création du copeau par sa séparation de la pièce finie et son évacuation au delà de la pièce.

Les figures ci-dessous (V-5, V-6, V-7) visualisent les champs de contraintes équivalentes de Von-Mises, le champs de température et le flux de chaleur par unité de surface dans la pièce, l’outil et le copeau.

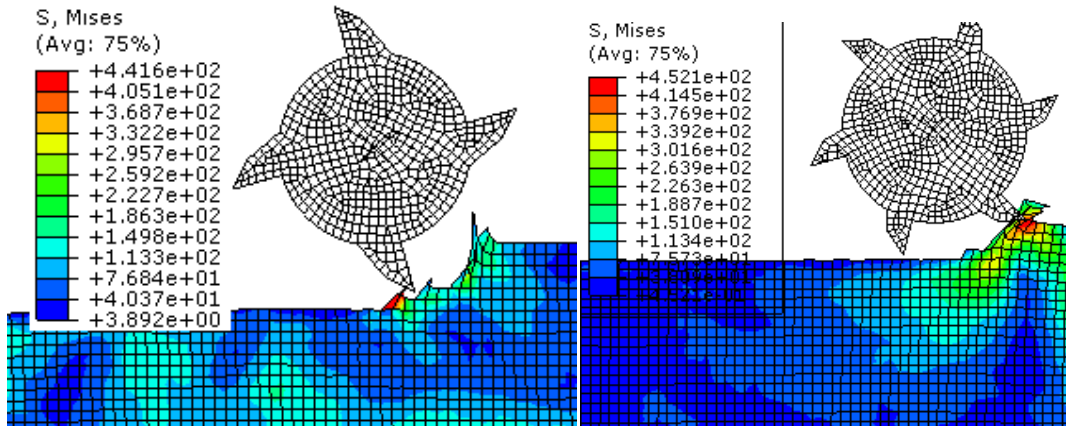


Figure (V-5) champs de contraintes équivalentes de Von Mises

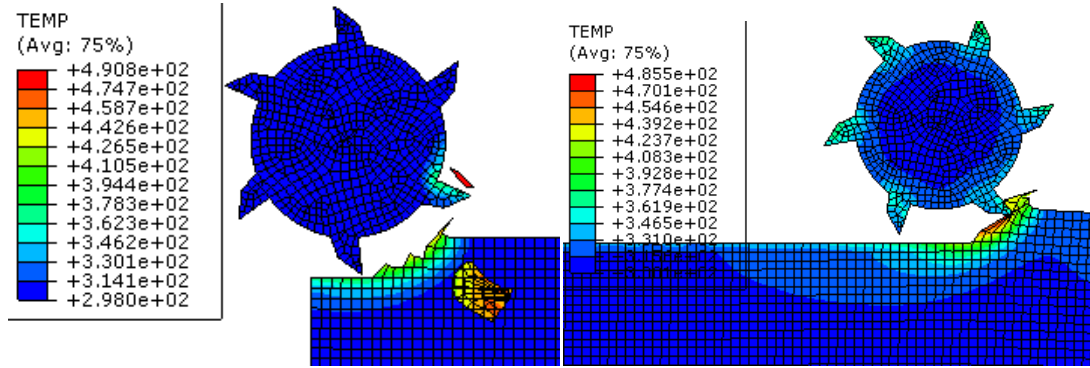


Figure (V-6) Champs de températures pendant 2 stades de simulation
(frame 3, frame 15)

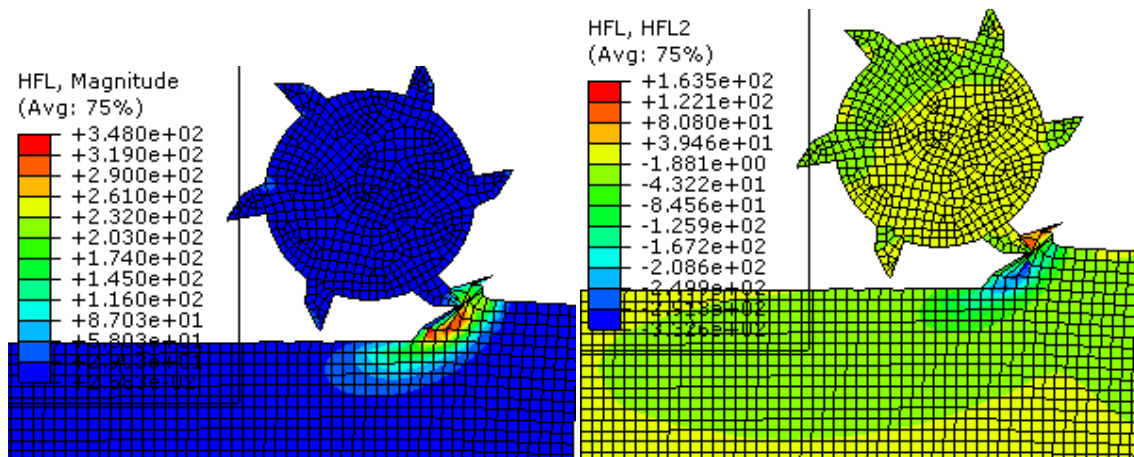


Figure (V-7) Flux de chaleur par unité de surface a) résultant, b) composante suivant Y
(frame 15)

Etant donné que la pièce ou la coupe a un caractère adiabatique, non pas seulement il n'y a pas échange de chaleur entre le système et le milieu environnant mais aussi il n'y a pas d'échange de chaleur dans le milieu lui-même. La figure (V-5) visualise le champ de température pendant l'usinage et à la fin de la 1ere passe. Toute la surface est froide de température 298 K sauf au contact les températures sur la pièce sont élevées et sur la périphérie de la fraise où la température de coupe atteint des valeurs très élevées arrivant 600 K pour une seule passe ou début d'usinage.

V 3 Les vitesses de coupe

Les vitesses de coupe de chaque arête de coupe dans le cas de fraisage périphérique ont une allure sinusoïdale comme le montre la figure dont la valeur maximale est introduite dans 'velocity' et la valeur minimale est négative, contrairement au cas de procédé de tournage, ce qui influe sur les l'allure des forces de coupe, des températures, des contraintes, etc. Dans notre calcul, on va varier la vitesse de coupe et le nombre de flûtes pour voir leur effet sur les grandeurs de sortie.

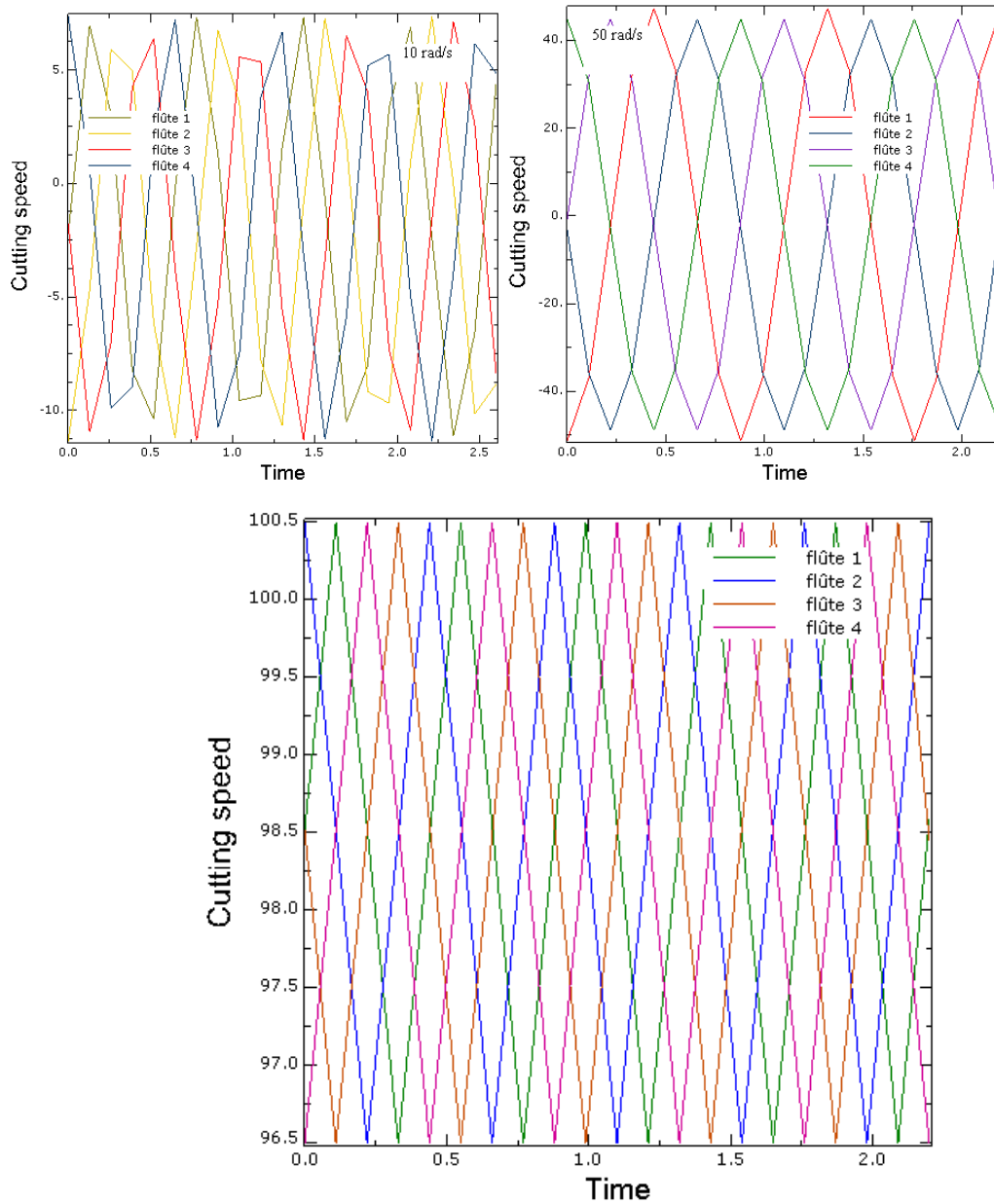


Figure (V-8) Allure de la vitesse de coupe en fonction du temps

V 4 Bilan des énergies

Les bilans des énergies nous permet de vérifier que l'énergie totale est la somme de l'énergie cinétique et l'énergie interne[4], voir figures (V-9, V-10) et que l'énergie interne augmente sous l'effet de l'arrachement discontinu des copeaux le long de la pièce. Il y a une bonne concordance entre les énergies et les grandeurs de sortie par exemple entre l'énergie cinétique et les forces de coupe, entre l'énergie de déformation et les déformations elles mêmes.

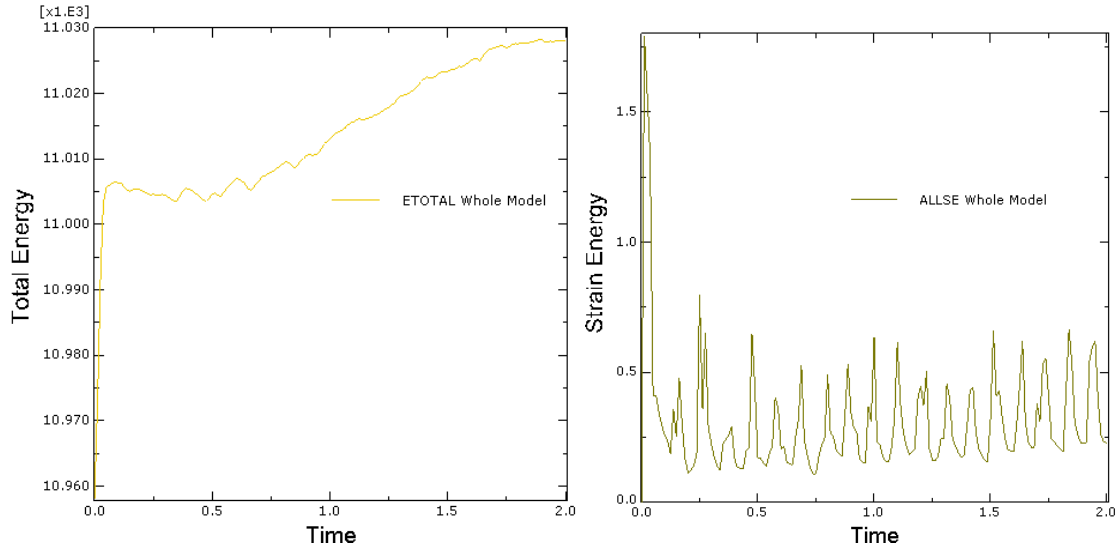


Figure (V-9) Evolution de l'énergie totale et l'énergie de déformation pour le fraisage périphérique

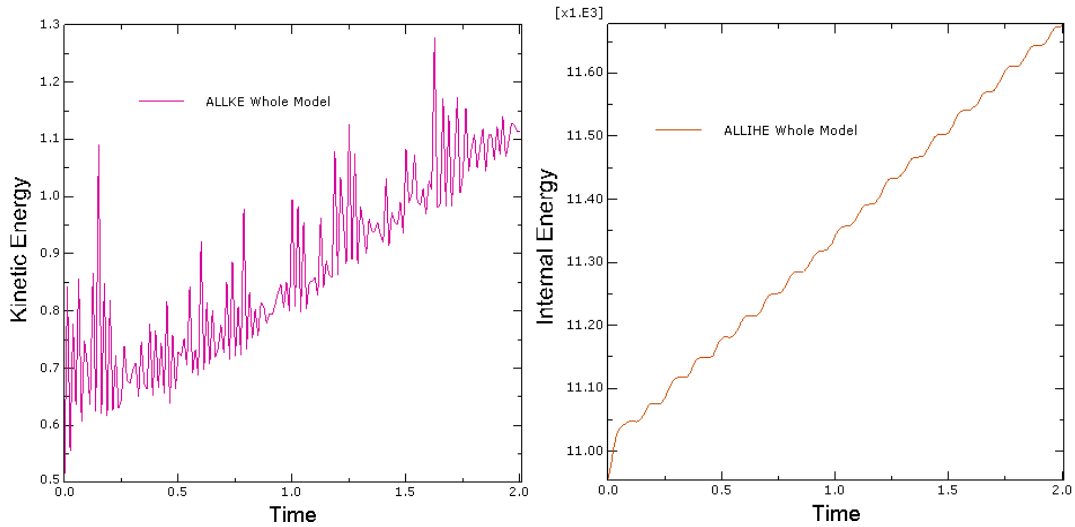


Figure (V-10) Evolution de l'énergie cinétique et l'énergie interne dans le cas du fraisage périphérique

V 5 Les forces de coupe

Les forces de coupe sont les grandeurs de sortie les plus importants, dans notre travail , on est arrivé à tracer les courbes à l'aide du code ABAQUS en valeur moyenne, comme on peut tracer les composantes des efforts de coupe suivant l'axe X et Y, nous avons fait une comparaison en terme de vitesse et en terme de nombre de flûtes de la fraise, on remarque que ces efforts de coupe diminuent avec la vitesse de coupe et avec le nombre de flûtes mais deviennent plus intenses si on augmente la vitesse de coupe , les oscillations brutales sont dues au fait que le processus de création du copeau (déformation) constitue une charge et puis l'évacuation du copeau qui constitue une décharge, durant la simulation on constate des pics plus ou moins importants.

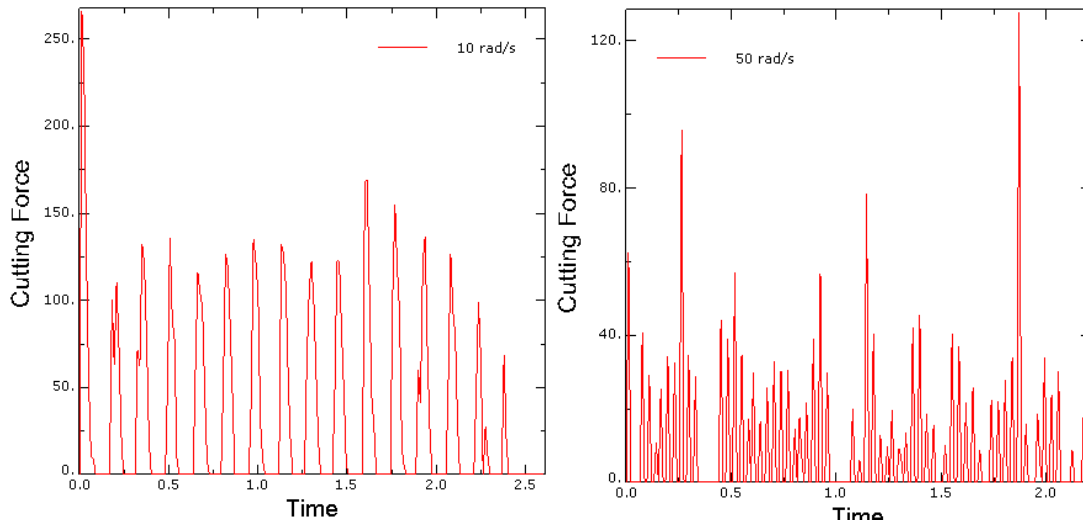


Figure (V-11) Forces de coupe en fonction de temps pour une fraise de 4 flûtes

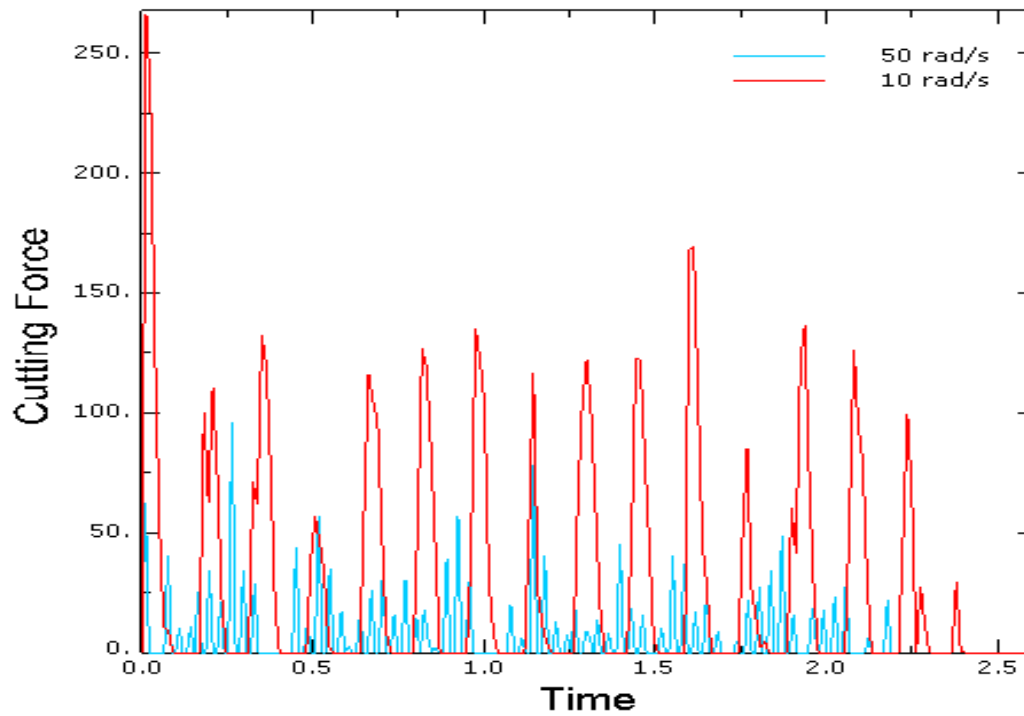


Figure (V-12) Comparaison des forces de coupe en fonction de temps pour une fraise de 4 flûtes

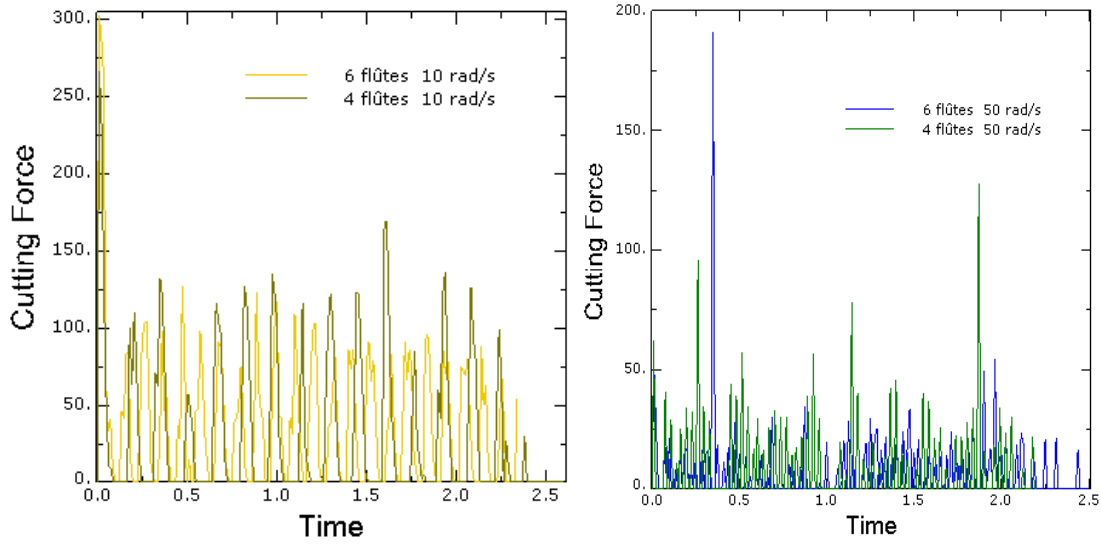


Figure (V-13) Effets du nombre de flûtes sur les forces de coupe

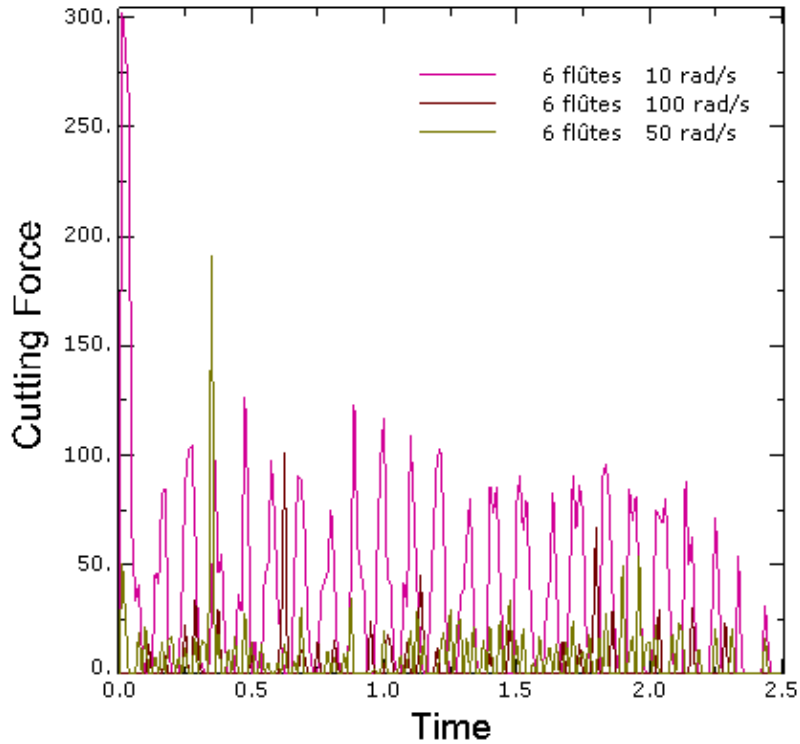


Figure (V-14) Effet de la vitesse de rotation de la fraise sur les forces de coupe

V 6 Les températures de coupe

Les températures de coupe sont les températures des points les plus chauds de la fraise sur les faces d'attaque, et comme la fraise possède plus d'une arête de coupe, qui travaillent en alternance, contrairement au cas du tournage, la température augmente (échauffement) dans la zone où la vitesse est maximale puis diminue (refroidissement) (figure V-15) en laissant la place à une seconde arête de coupe ainsi de suite, ceci a été bien montré sur la figure, là aussi, on remarque le gradient de

température de coupe diminue avec l'augmentation de la vitesse de coupe et du nombre de flûtes, la valeur maximale de la température au début de l'usinage et pour la première passe de l'outil sur la surface arrive à 600 K,

Ce comportement thermique est du à la 'ventilation' créée par la fraise du fait de la vitesse de rotation de celle ci, on peut dire que non seulement il y a auto échauffement au sein du système fraise/pièce/copeau mais aussi il ya auto refroidissement en lui-même. De même pour les flux de chaleur qui règnent sur les arêtes de coupes car il y a une proportionnalité avec les gradients de températures. Le problème qui se pose au niveau de la coupe des métaux est non pas cette chaleur générée mais l'élévation de température sur les arêtes de coupe qui favorise la création et la propagation de l'usure des outils.

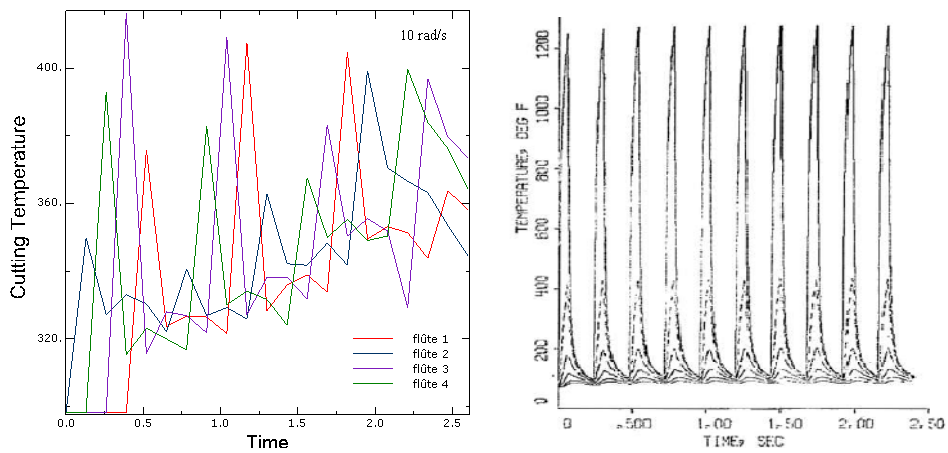


Figure (V-15) a) Echauffement des 4 arêtes de coupe, pour une vitesse angulaire 10 rad/s,

b) Comparaison avec la littérature[5]

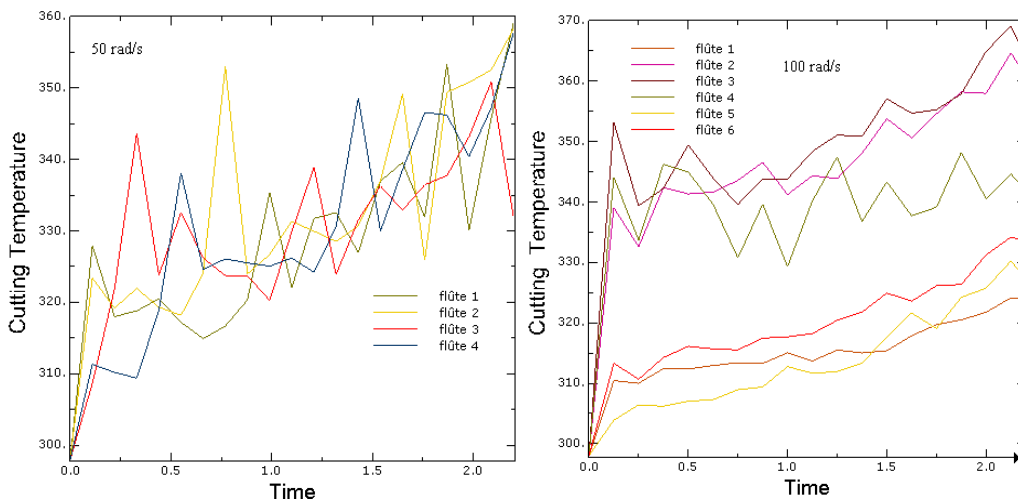


Figure (V-16) Echauffement des arêtes de coupe en fonction du temps,

a) 50 rad/s et 4 flûtes, b) 100 rad/s et 6 flûtes

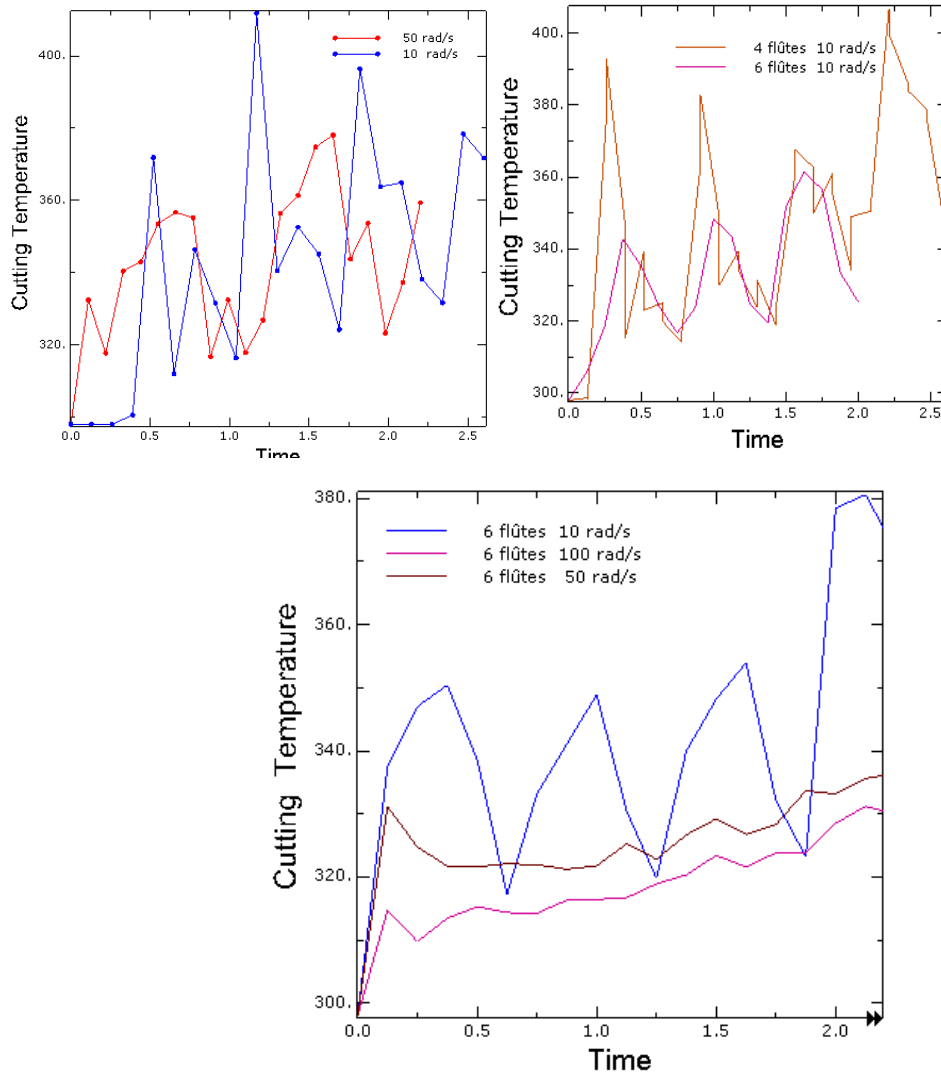


Figure (V-17) a), c) Effet de la vitesse de rotation sur la température de coupe, b) Effet du nombre de flûtes sur la température de coupe

V 7 Les flux de chaleur

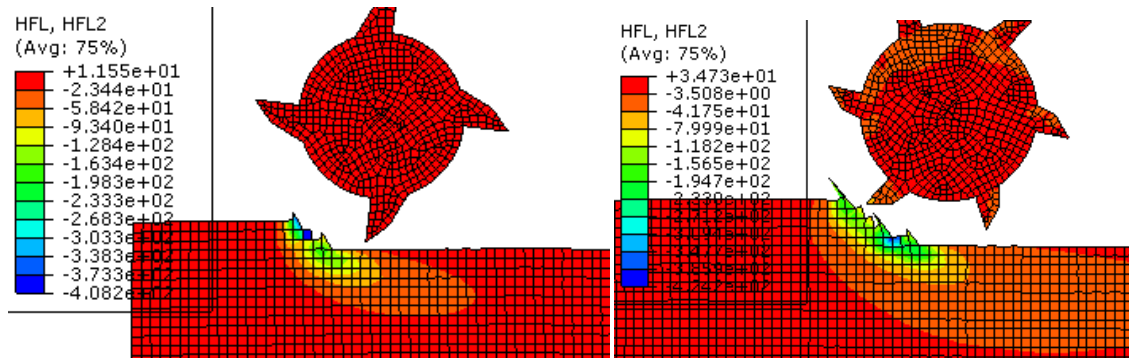


Figure (V-18) Champs de la densité du flux de chaleur sur le système pièce/outil

a) 4 flûtes, b) 6 flûtes

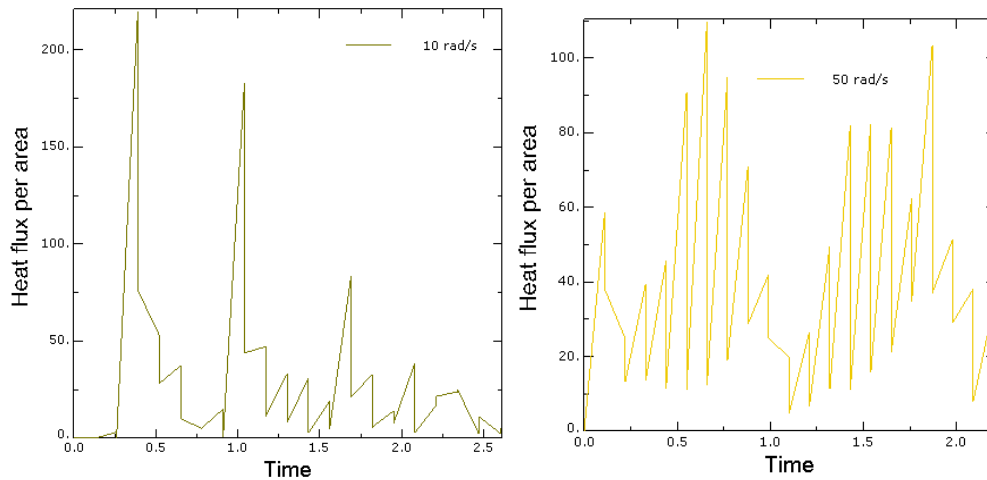


Figure (V-19) Flux de chaleur dans les arêtes de coupe d'une fraise à 4 flûtes, pour a) 10 rad/s, b) 50 rad/s

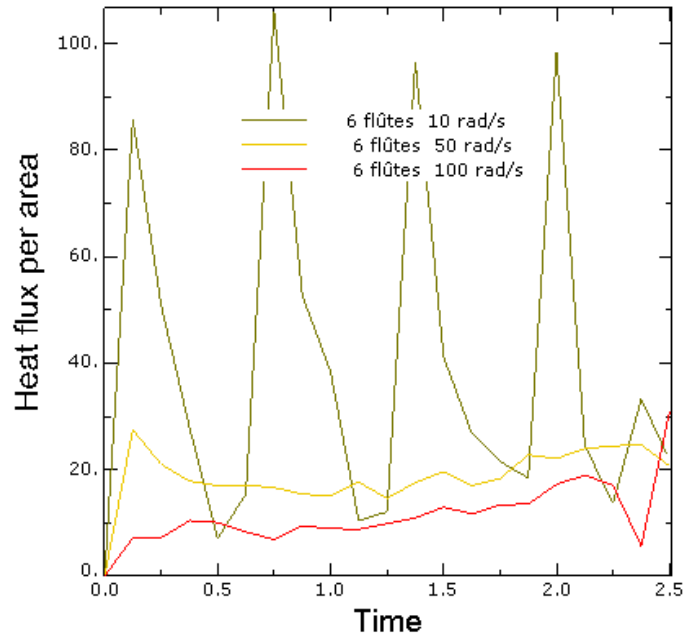


Figure (V-20) Effets de la vitesse de rotation sur les flux de chaleur par unité de surface (W/m^2)

Pour les champs du flux de chaleur, en se servant de la loi de Fourier, il est directement proportionnel à la variation de température.

V 8 Distribution de la température sur la surface finie de la pièce

La température sur les surfaces usinées est bien étudiée car la pièce peut subir un traitement superficiel. L'analyse de la coupe de l'aluminium nous révèle que la portion de la chaleur dirigée vers la pièce bien que est minimale, elle élève la température de la pièce de quelques dizaines de degrés au-delà de la température ambiante. On voit que la température en fonction de la distance X a une allure parabolique pour différents stades de la première passe de la fraise sur la pièce, ce qui explique bien le

phénomène de la conduction avec terme source ‘SOURCE MOBILE ASYMETRIQUE’, ici la source est due à la déformation plastique et le frottement aux interfaces. D’après les figures (V-21, V-22, V-23, V-24), la température sur la surface usinée augmente avec le nombre de flûtes et diminue avec la vitesse de rotation.

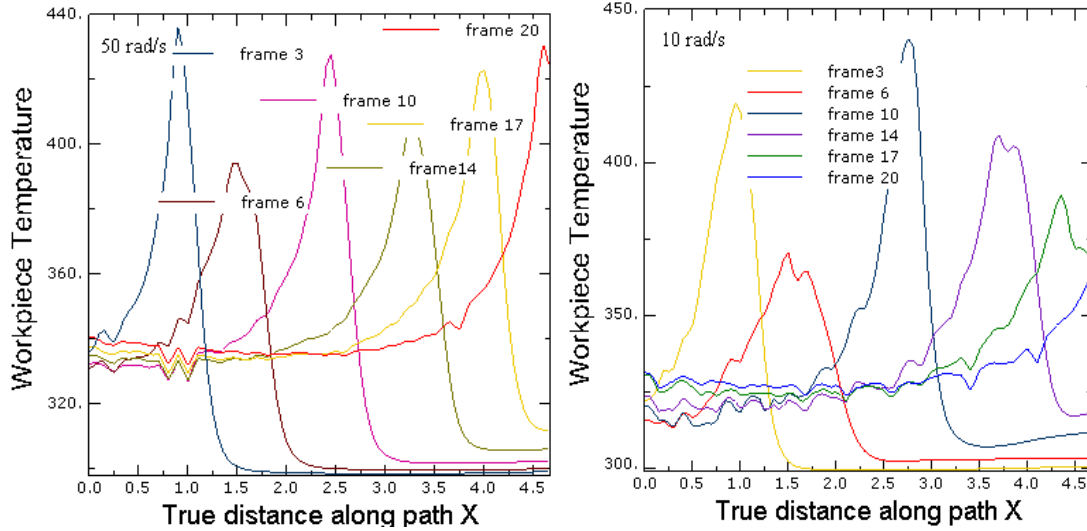


Figure (V-21) Evolution de la température sur la pièce finie après le passage d’une fraise à 4 flûtes,

a) 50 rad/s, b) 10 rad/s

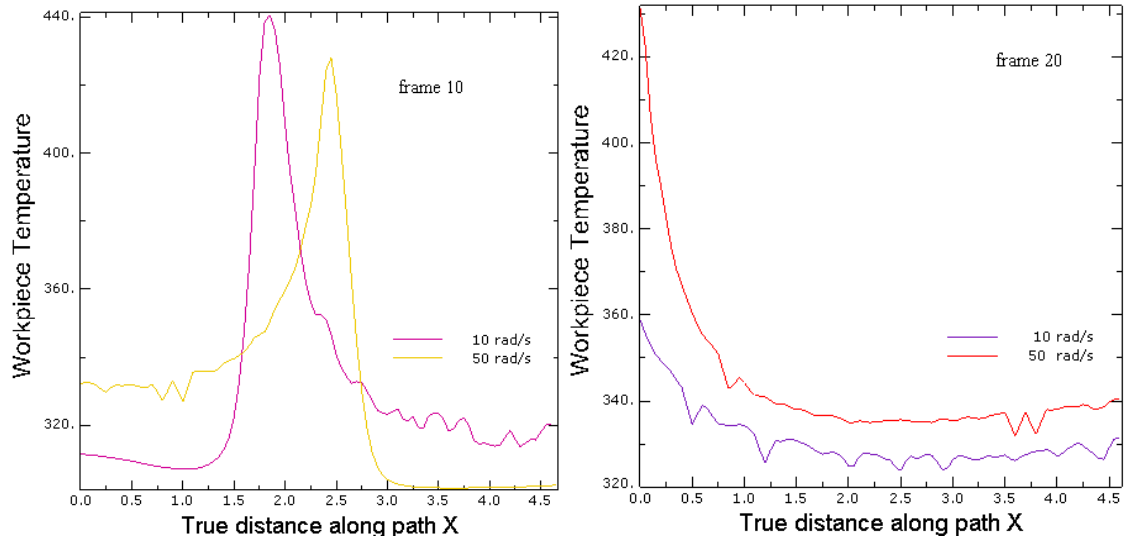


Figure (V-22) Effet de la vitesse de rotation sur la température de la pièce ,

a) durant l’usinage, b) fin d’usinage

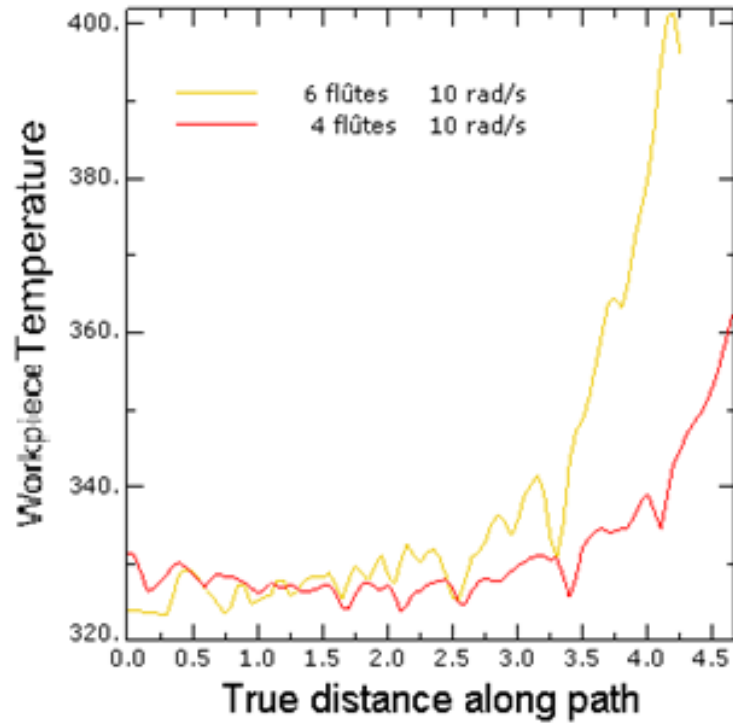


Figure (V-23) Effet du nombre de flûtes de la fraise sur la température sur la pièce usinée

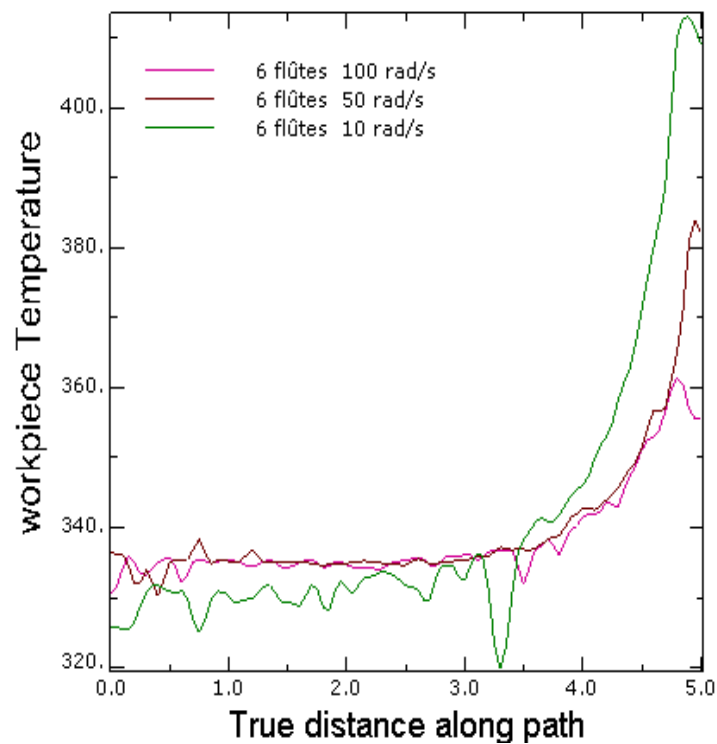


Figure (V-24) Effet de la vitesse de rotation sur la température sur la pièce usinée

Les Contraintes et les déformations dans la pièce usinée

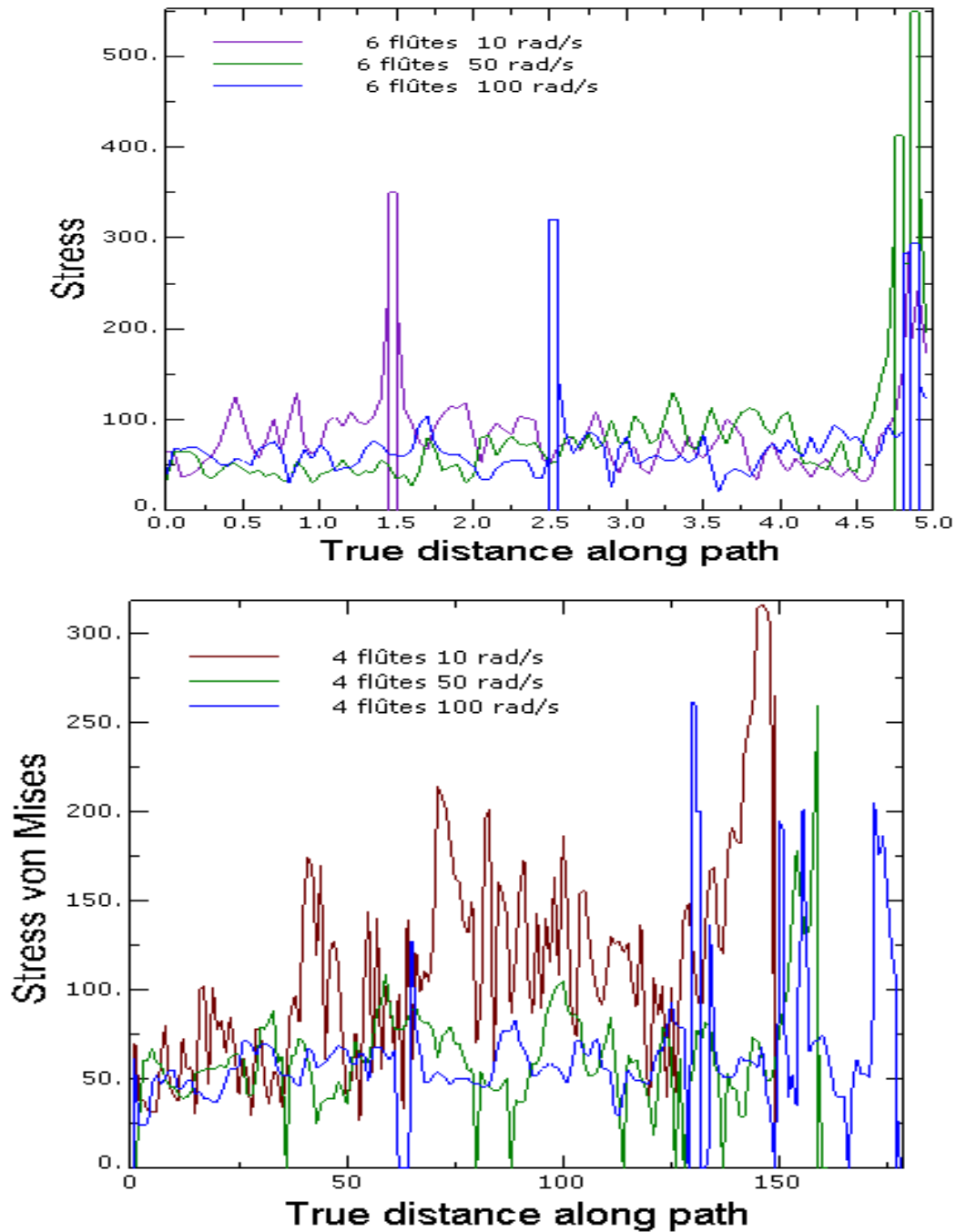


Figure (V-25) Contraintes de Von Mises sur la pièce usinée

D'après la figure (V-25) des contraintes de Von Mises, il n'y a pas de distinction entre les courbes en variant la vitesse de coupe .

V 9 Les contraintes résiduelles

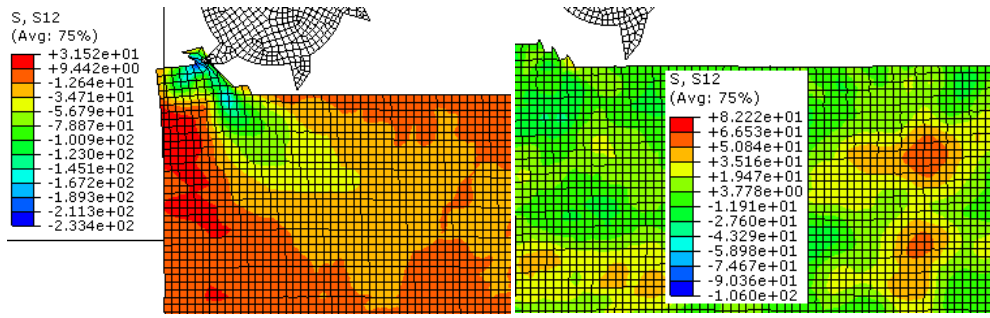


Figure (V-27) Champs contraintes S12 dans la pièce, a) 10 rad/s, b) 100 rad/s

Certes, les contraintes résiduelles présentes dans la pièce usinées ont été étudiées dues aux transformation de phase, après une ou 2 passe de l’outil de coupe sur la pièce, celle-ci peut engendrer ces contraintes résiduelles qui ont un effet sur la structure et les caractéristiques mécaniques de la pièce finie. Dans notre cas, la contrainte résiduelle maximale S12 est de l’ordre de 76 MPa pour une vitesse de rotation 10 rad/s et de 105 MPa pour une vitesse de rotation de 50 rad/s.

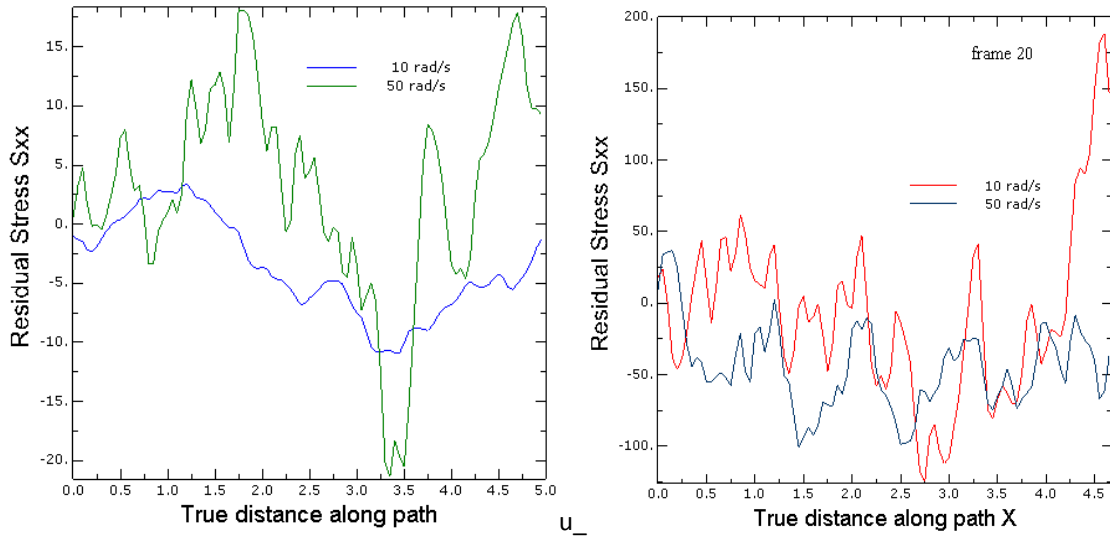


Figure (V-28) Evolution des contraintes résiduelles Sxx dans la pièce,
a) pendant l’usinage, b) après le passage de la fraise sur la pièce

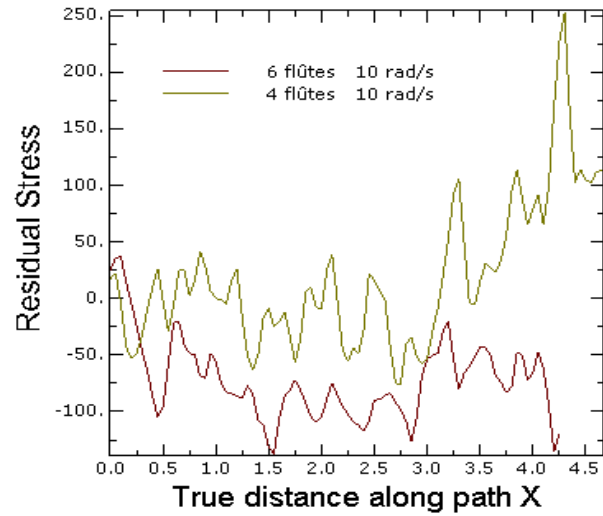


Figure (V-29) Effet du nombre de flûtes sur les contraintes résiduelles dans la pièce usinée

Les figures (V-28, V-29) montrent l'évolution des contraintes résiduelles S_{xx} suivant l'axe x de la pièce pour une profondeur donnée, on remarque qu'elles augmentent lorsque la vitesse de coupe diminue après l'usinage et qu'elles augmentent avec l'augmentation de la vitesse de coupe pendant l'usinage. Les contraintes résiduelles diminuent avec l'augmentation du nombre de flûtes.

Un dernier point, nous avons fait une comparaison en terme de contraintes résiduelles sur trois lignes horizontales de la pièce, la première sur la pièce, la deuxième au milieu et la troisième en bas de la pièce. Voir figure (V-30), ci-dessous:

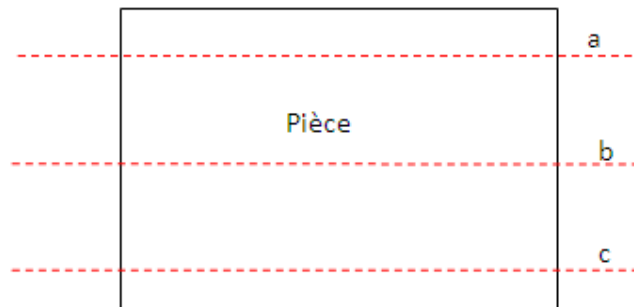
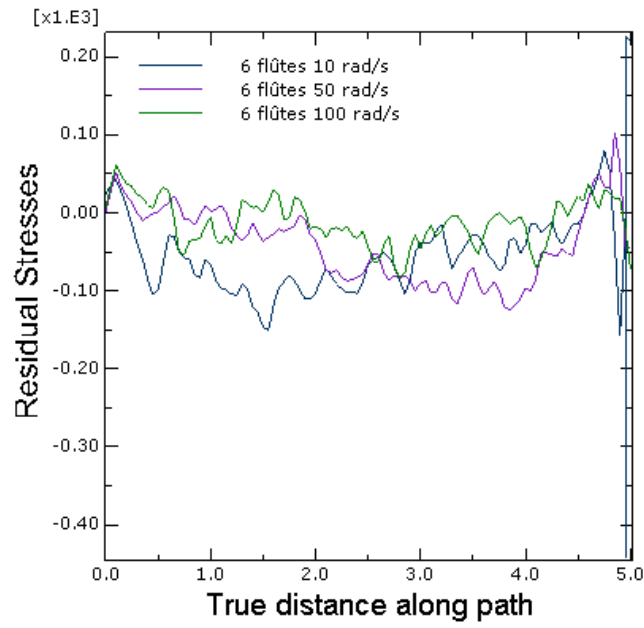
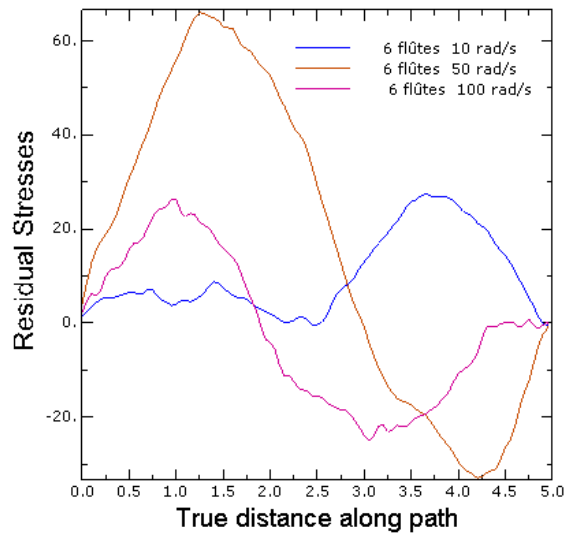


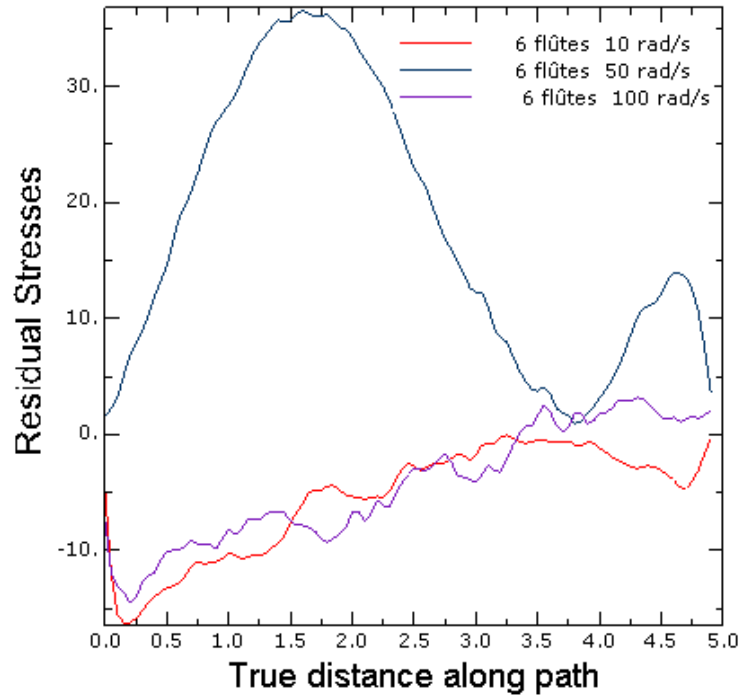
Figure (V-30) Détermination des contraintes résiduelles S_{xx} le long des lignes a), b) et c) de l'axe x de la pièce



(a)



(b)



©

Figure (V-31) Effet de la vitesse de rotation sur les contraintes résiduelles S_{xx} le long de la pièce après l'usinage, a) sur la surface usinée, b) au milieu de la pièce, c) en bas de la pièce usinée

Pour des vitesses de rotation 10, 50, 100 rad/s, on remarque que dans le cas a) il n'y a pas une différence pour les trois vitesses de rotation, pour le cas b) et c) la vitesse de rotation 50 rad/s provoque des contraintes résiduelles importantes par rapport à celles subies par les vitesses de rotation 10 et 100 rad/s.

V 10 Formation des copeaux

Dans ce cas, les copeaux sont discontinus, car la vitesse de rotation est élevée, les copeaux atteignent la température maximale car ils absorbent la plus grande quantité de chaleur.

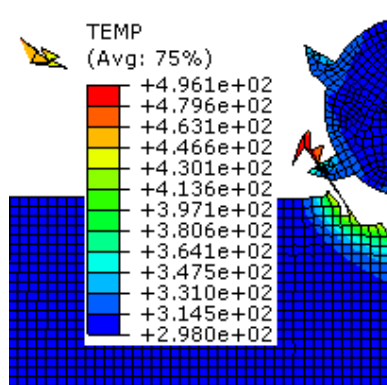


Figure (V-32) Evacuation et champ de température du copeau

En conclusion, avec le choix de la méthode Lagrangienne pour modéliser et simuler par la méthode des éléments finis le procédé de fraisage périphérique de l'aluminium par l'introduction des données de coupe, les données géométriques, les données thermomécaniques, les conditions aux limites, le contact, le maillage adapté, on est arrivé à obtenir un bon état de surface de la pièce finie.

On peut résumer toutes les variables de sortie dans le tableau ci-dessous

Tableau (V-5) Résumé des résultats

Vitesse de rotation (rad/s)	10	10	50	50	100	100
Nombre de flûtes (-)	4	6	4	6	4	6
Forces de coupe (N)	100	80	35	25	10	20
Température de coupe K	400	345	350	330	340	320
Flux de chaleur se dirigeant vers L'outil (W/mm ²)	200	100	100	20	100	15
Température sur la surface de la pièce (K)	320 360	330 400	330 430	335 380	320 380	335 360
Contraintes de von Mises (MPa)	325 225	350 100	250 125	300 100	225 175	500 100
Contraintes résiduelles Sxx		50		50		50
Maximales a		-150		-140		-100
Minimales a		25		70		25
Maximales b		0		-32		-20
Minimales b		-16		36		0
Maximales c		0		0		-15
Minimales c						

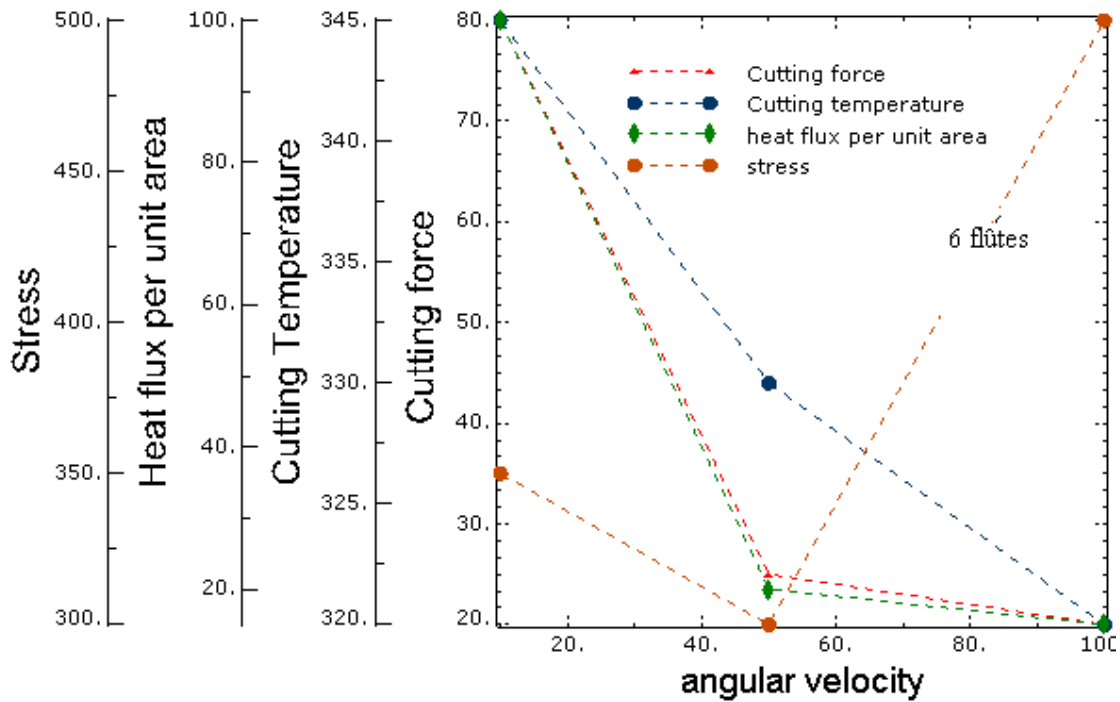


Figure (V-33) Allure des variables de sortie en fonction de la vitesse angulaire

En cas de fraisage à 6 flûtes

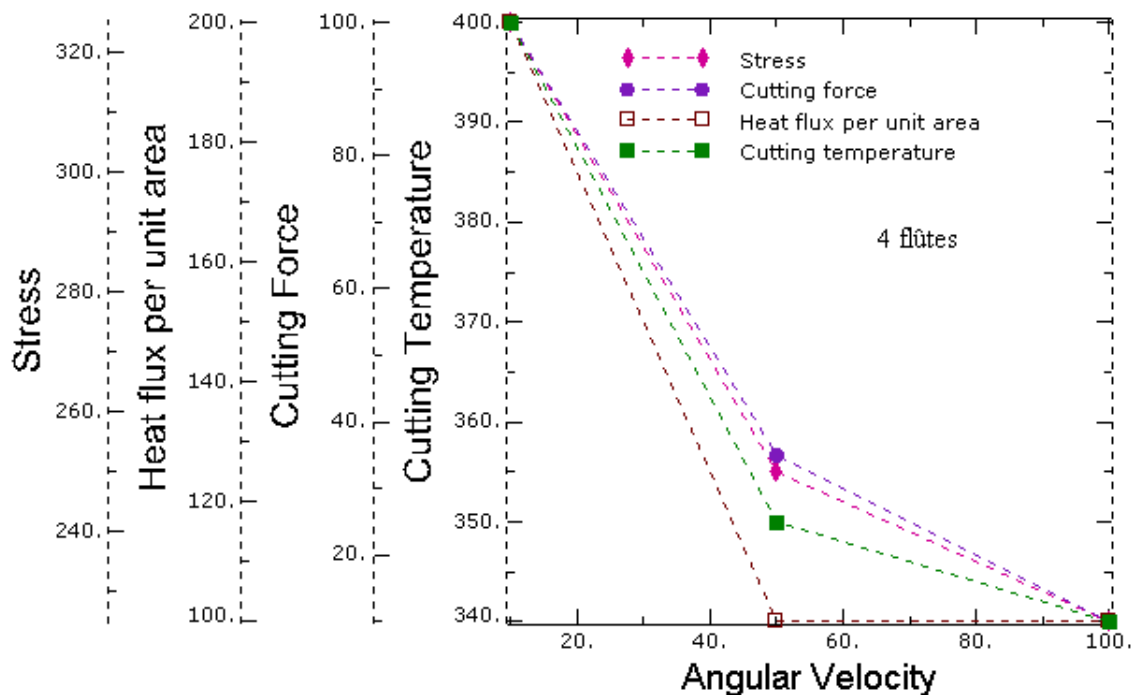


Figure (V-34) Allure des variables de sortie en fonction de la vitesse angulaire

En cas de fraisage à 4 flûtes

En adoptant des conditions de coupe plus élevées (vitesses), les copeaux n'ont pas de temps à transférer la chaleur par conduction vers l'outil de coupe, le flux de chaleur se dirigeant vers la pointe de l'outil étant faible, la température de coupe est fortement liée au flux de chaleur et est proportionnelle à la conductivité thermique de l'outil. Les forces de coupe diminuent aussi, diminue aussi l'énergie spécifique, par conséquent moins de vibration de la machine-outil et bon état de surface. Voir figure (V-35)

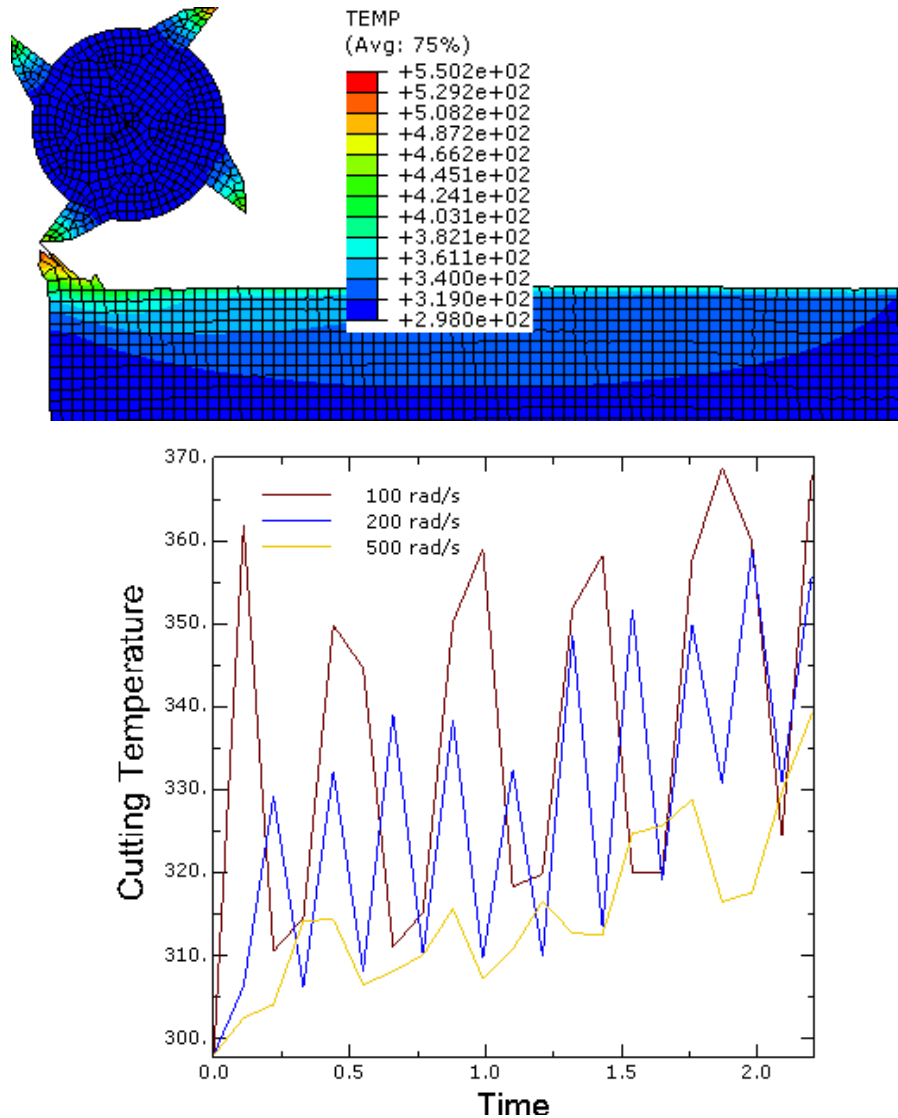


Figure (5-35) Evolution de la température de coupe pour des fréquences de rotation plus élevées

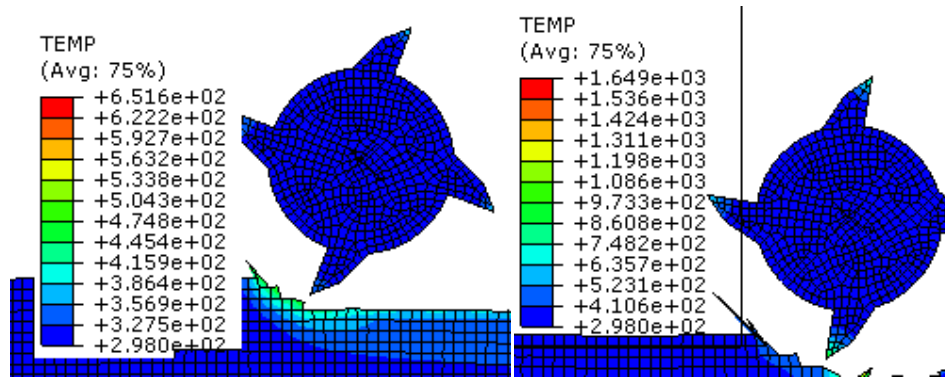


Figure (V-36) Champs de température dans la pièce et l'outil pour une vitesse de rotation de 900 rad/s, 1600 rad/s

Conséquences techniques de l'UGV[6]

Réduction des forces de coupe Réduction des vibrations Bonne qualité de la surface usinée

UGV :

Chaleur évacuée avec les copeaux Possibilité d'usinage à sec

Modélisation et Simulation de la Coupe Orthogonale ‘Coupe de l’Aluminium avec un Outil en Carbure de Tungstène Monobloc

A 2 Dimensions’

Par la méthode des éléments finis, Approche Lagrangienne

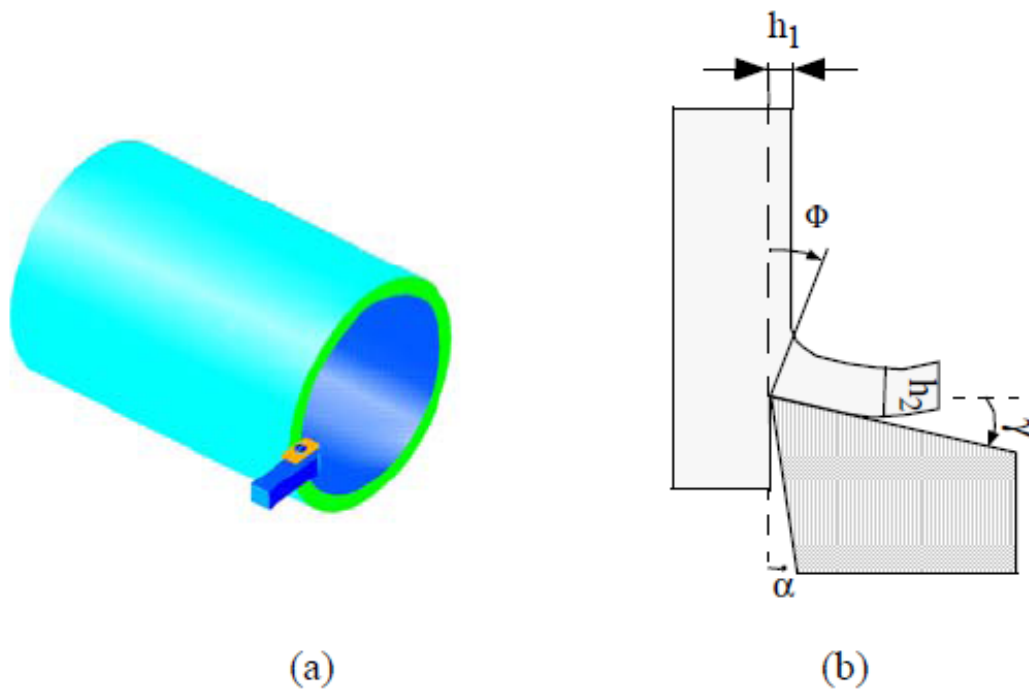


Figure (VI-1) Modèle de la Coupe orthogonale en 2D

P **r**incipe : dans le cas de la coupe orthogonale, l'arête de coupe est rectiligne et perpendiculaire à la direction donnée par la vitesse d'avance V_a , on peut alors considérer que le copeau se forme suivant les conditions de déformation planes.

VI 1 Présentation du modèle

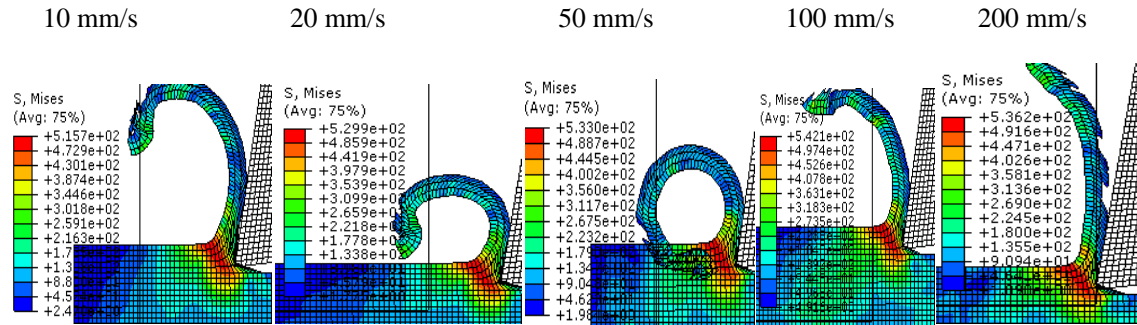
L'outil de coupe dont l'angle de dépouille est 6° et l'angle de coupe variant de $(-10^\circ, 0^\circ \text{ et } +10^\circ)$ est supposé parfaitement rigide avec l'introduction de propriétés thermo-élastiques alors que la pièce rectangulaire de dimensions $(2.5 \times 5) \text{ mm}^2$, est parfaitement plastique, les propriétés thermo-élasto-plastiques de déformation et d'endommagement sont choisies celles de Johnson Cook dans le tableau(V-2). 5000 éléments sont générés au sein de la pièce et (714, 697 et 820) sont générés dans l'outil de coupe selon la géométrie de l'arête de coupe. La pièce est encastrée et la vitesse de coupe est attribuée au point de référence de l'outil suivant l'axe X dont la gamme variant de 10 à 500 mm/s et l'avance (0.1, 0.15, 0.2) mm/rev. Les propriétés du contact introduites de type thermomécanique : le coefficient de frottement de Coulomb est $\mu = 0.4$. Toutes les surfaces sont supposées adiabatiques, pas d'échange de chaleur entre le système et le milieu ambiant. A l'exception du contact outil pièce, il y a une conductance thermique, l'énergie mécanique est convertie en chaleur à 100% et la fraction de la chaleur passant à l'outil est 0.5. La méthode de résolution choisie est l'approche Lagrangienne pour ses avantages tels que les forces de coupe et qui ne peuvent être obtenus par la méthode ALE et la formation du copeau et sa courbure.

Tableau VI-1 Conditions géométriques et conditions de coupe pour la simulation

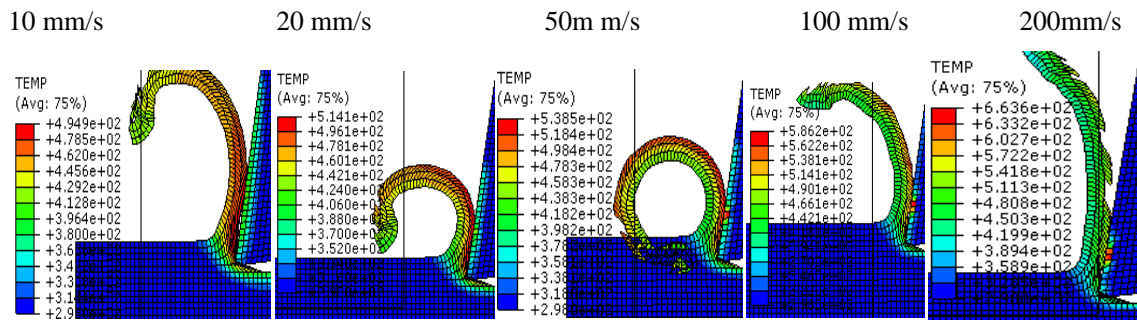
	Simulation 1	Simulation 2	Simulation 3
Angle de coupe (Degré)	-10°	0°	$+10^\circ$
Avance (mm)	0.1, 0.15, 0.2	0.1, 0.15, 0.2	0.1, 0.15, 0.2
Vitesse de coupe (mm/s)	10, 20, 50, 100, 200	10, 20, 50, 100, 200	10, 20, 50, 100, 200

VI-2 Présentation de la simulation 1 : angle de dépouille : 6° , l'angle d'attaque -10° , l'avance : $f=0.2 \text{ mm/rev}$, $\mu = 0.4$ et profondeur de passe : 1mm

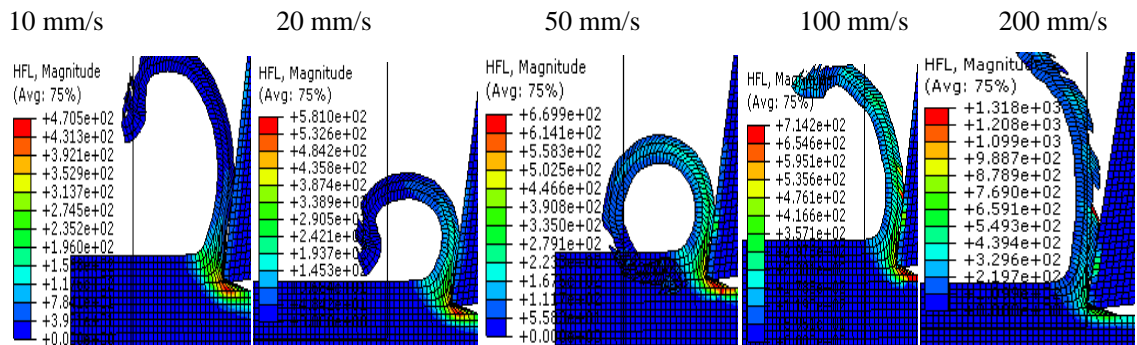
VI-2-1 Champs de contraintes pour les vitesses de coupes suivantes



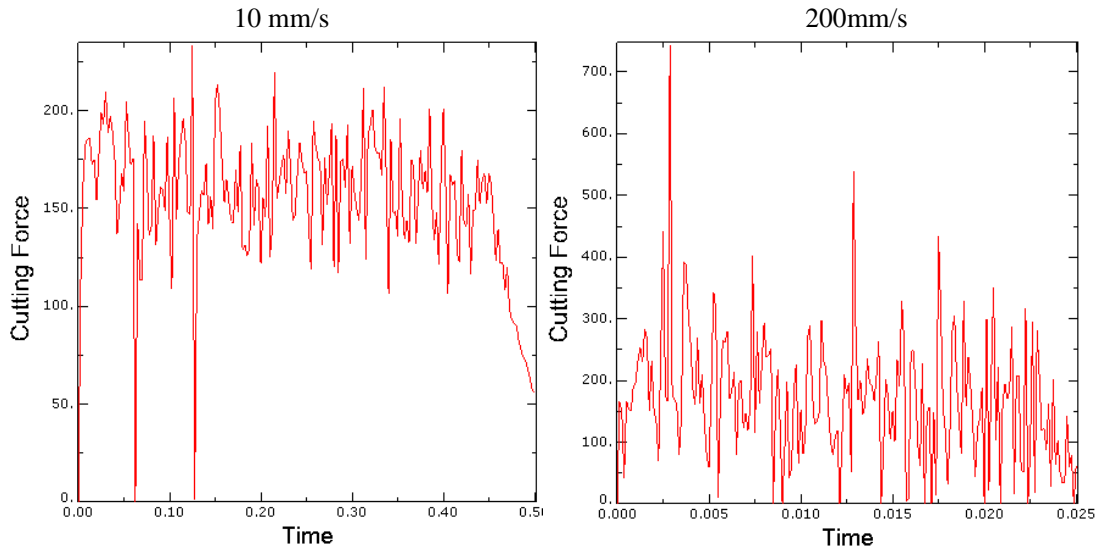
VI-2-2 Champs de température



VI-2-3 Flux de chaleur



VI-2-4 Forces de coupe



VI-2-5 Température de coupe (échauffement de l'outil) et flux de chaleur comme fonction du temps

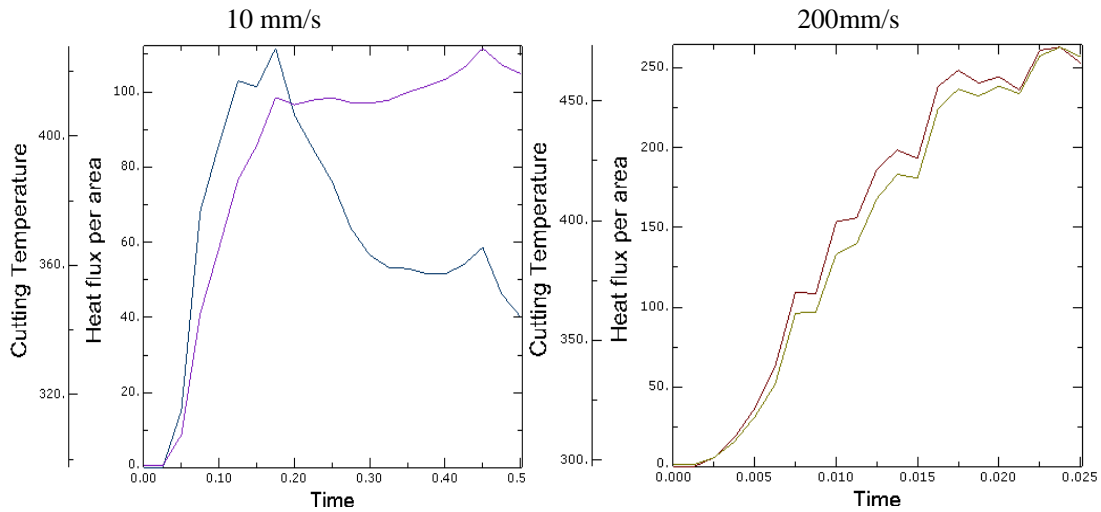


Tableau VI-2 Résumé de la simulation 1

Vitesse de Coupe [mm/s]	Température de coupe Tc [K]	Flux de chaleur [W/mm ²]	Longueur de contact Lc[mm]	Force de coupe Fc [N]	Force de Avance Ft [N]	Angle de cisaillement ϕ °
10	400	100	0.65	175	30	45
20	440	150	0.45	185	30	45
50	550	350	0.44	175	35	45
100	700	550	0.4	185	30	45
200	800	700	0.7	200	40	45

VI 3 Présentation des courbes de la simulation 1, 2, 3

Les courbes ci-dessous présentent les différents résultats obtenus à partir de la simulation 1, 2 et 3.

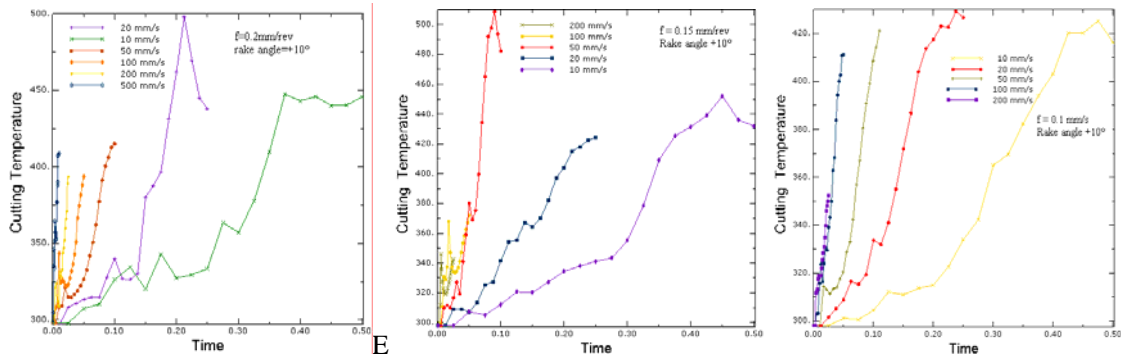


Figure (VI-2) Echauffement de la faces de coupe de l’outil (+10°) pour différentes vitesses de coupe

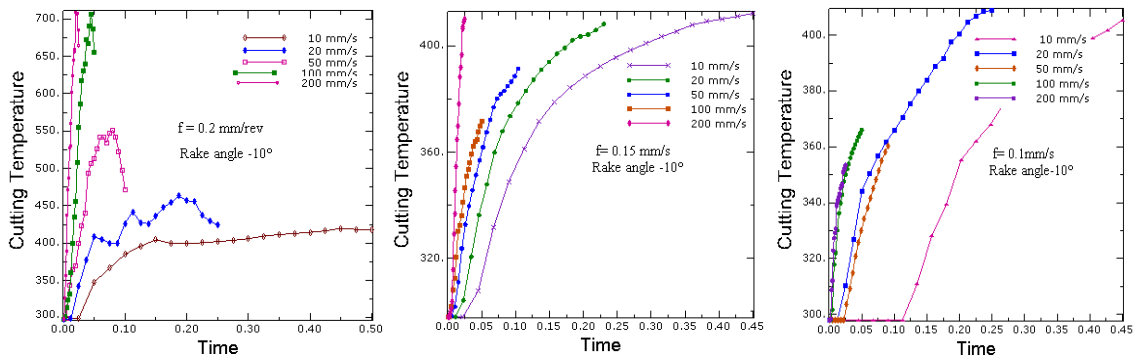


Figure (VI-3) Echauffement de la face de coupe de l’outil (-10°) pour différentes vitesses de coupe

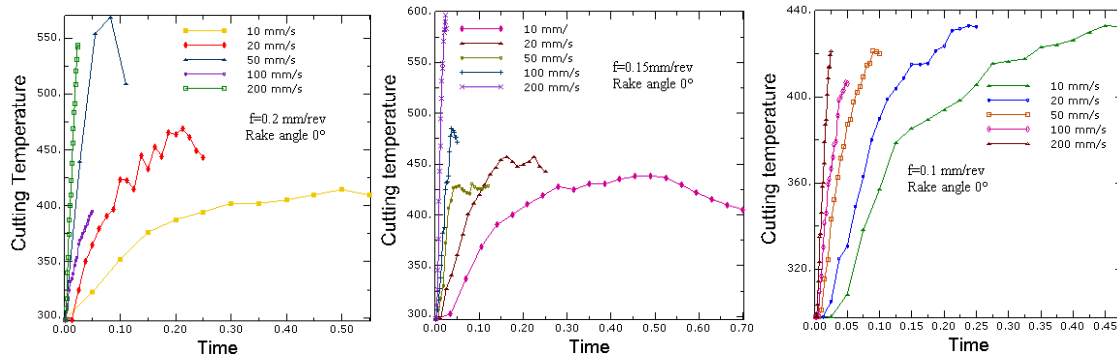


Figure (VI-4) Echauffement de la face de coupe de l’outil (+0°) pour différentes vitesses de coupe

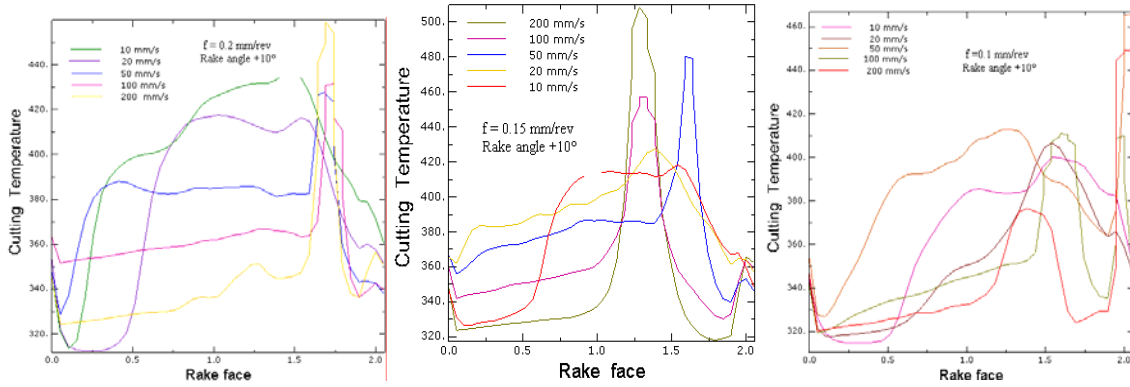


Figure (VI-5) Distribution des températures sur la face de coupe de l'outil (+10°)

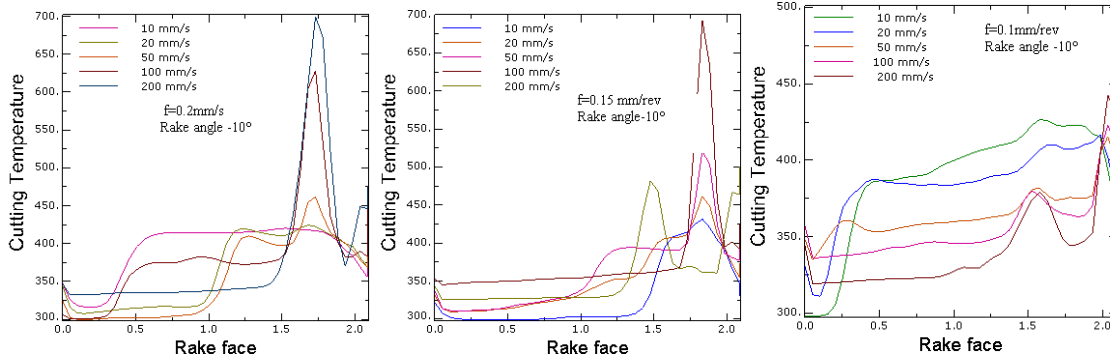


Figure (VI-6) Distribution des températures sur la face de coupe de l'outil (-10°)

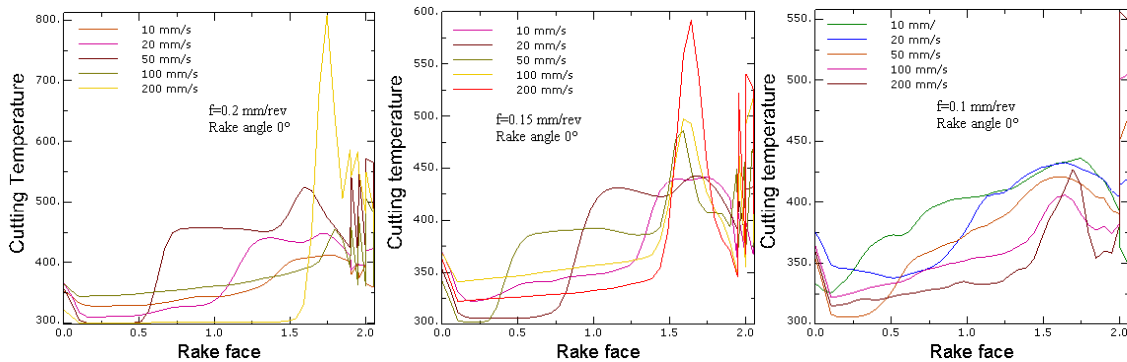


Figure (VI-7) Distribution des températures sur la face de coupe de l'outil (+0°)

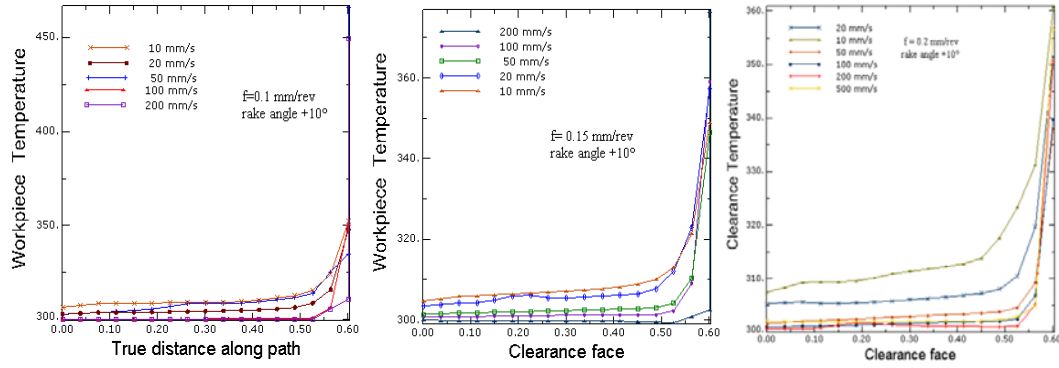


Figure (VI-8) Distribution des températures sur la face de dépouille de l'outil (+10°)

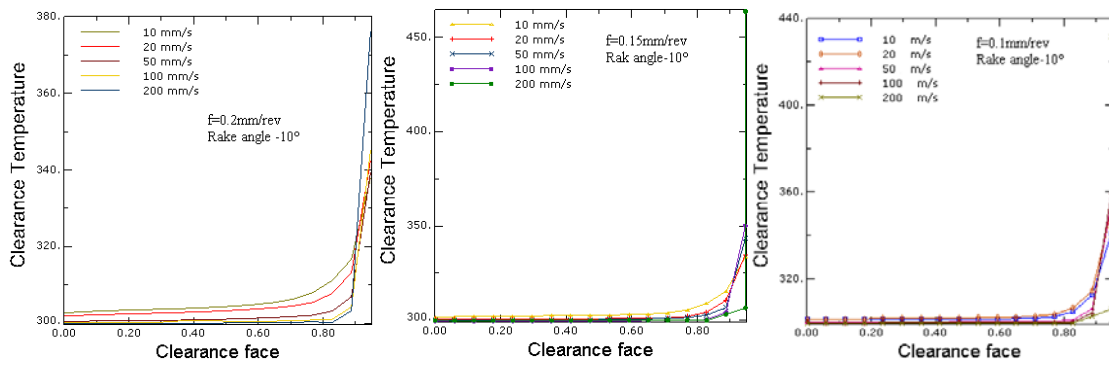


Figure (VI-9) Distribution des températures sur les faces de dépouille de l'outil (-10°)

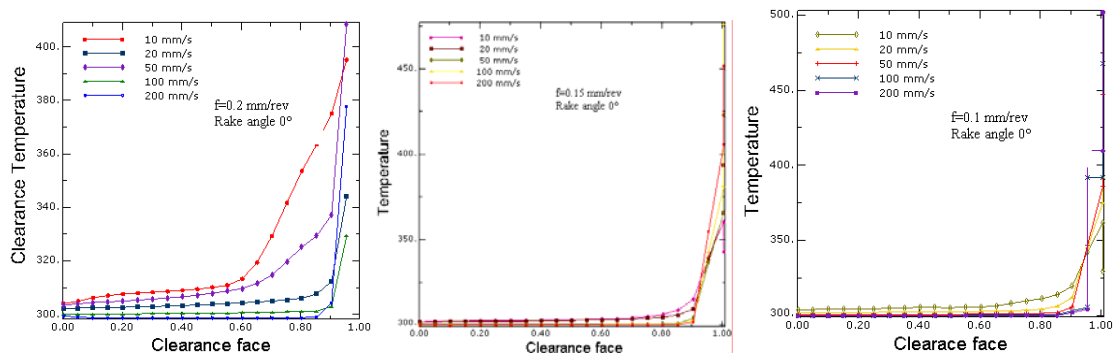


Figure (VI-10) Distribution des températures sur la face de dépouille de l'outil (+0°)

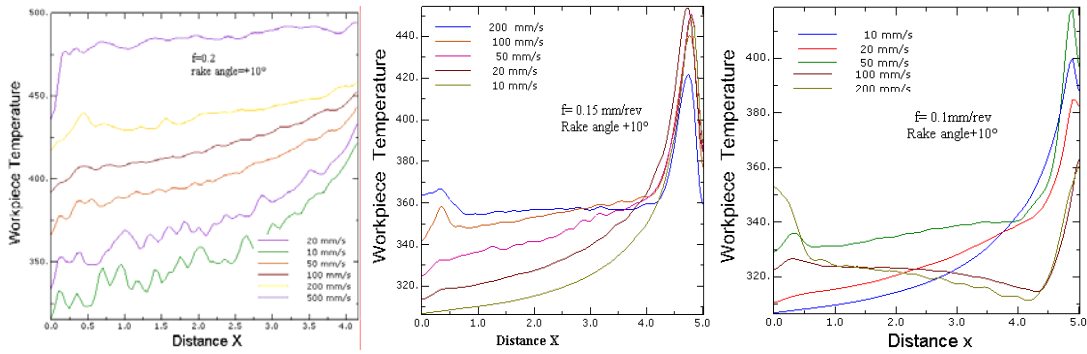


Figure (VI-11) Distribution des températures sur la surface externe de la pièce (+10°)

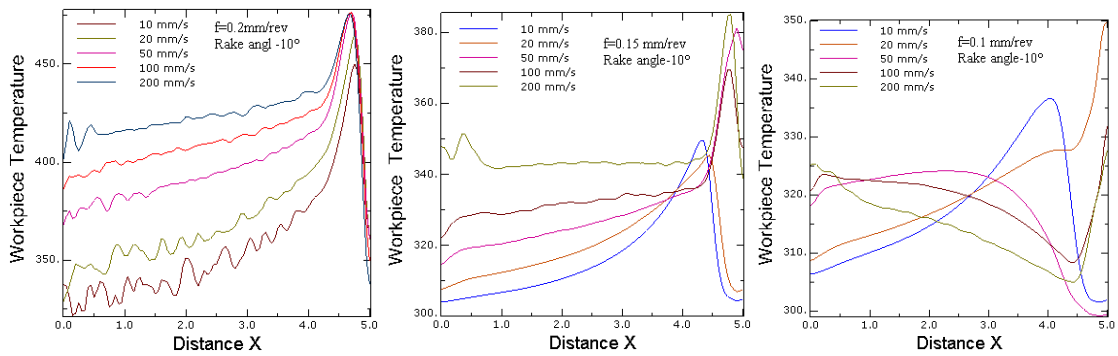


Figure (VI-12) Distribution des températures sur la surface externe de la pièce (-10°)

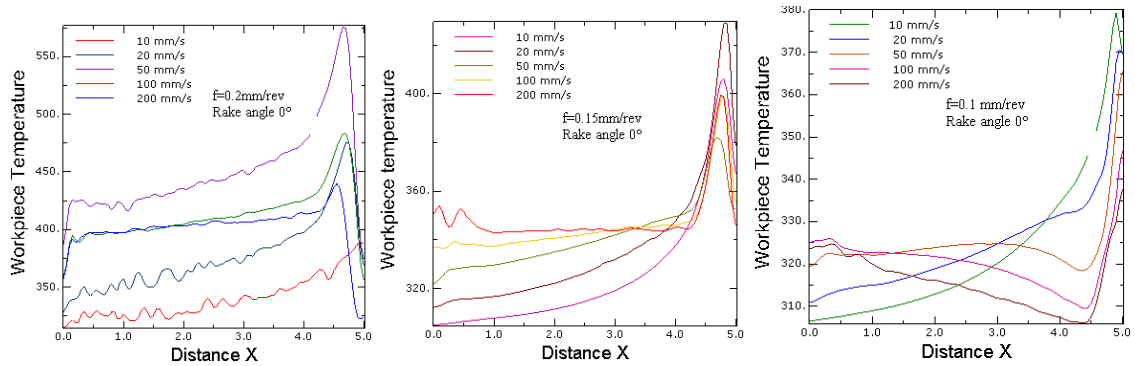


Figure (VI-13) Distribution des températures sur la surface externe de la pièce (+ 0°)

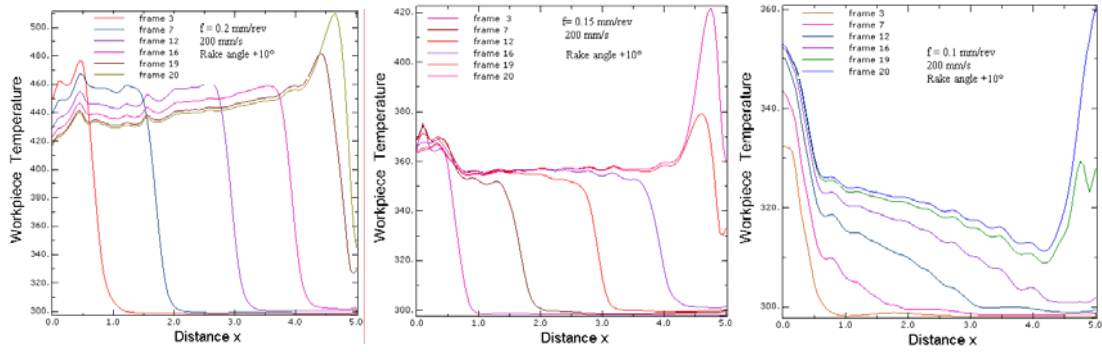


Figure (VI-14) Evolution de la température sur la surface de la pièce pendant l'usinage (+10°)

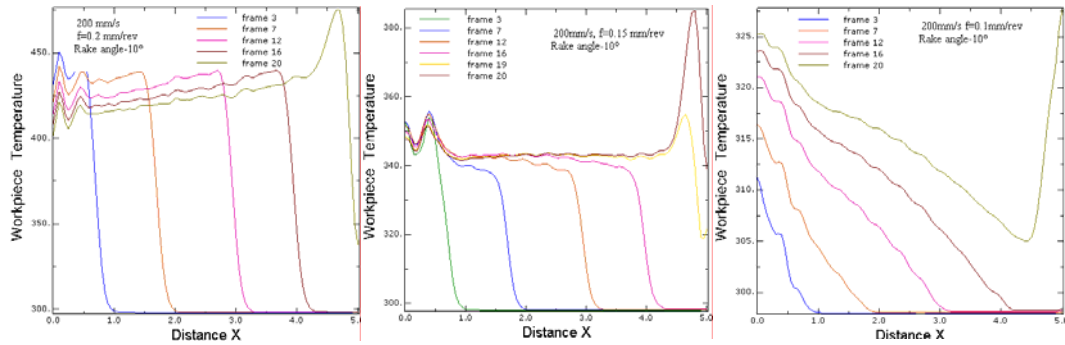


Figure (VI-15) Evolution de la température sur la surface de la pièce pendant l'usinage (-10°)

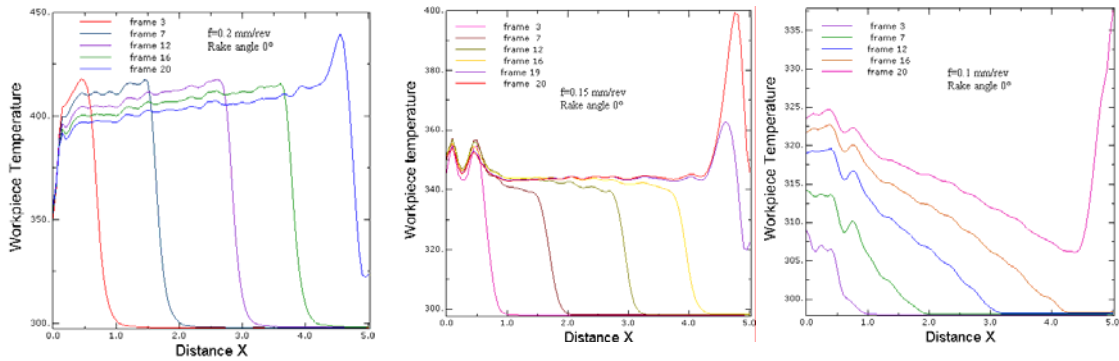


Figure (VI-16) Evolution de la température sur la surface de la pièce pendant l'usinage (+0°)

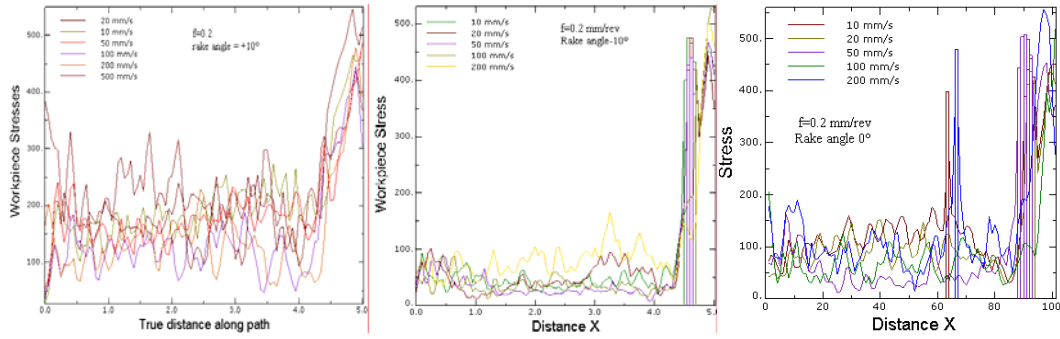


Figure (VI-17) Champ de contraintes de Von Mises sur la surface de la pièce

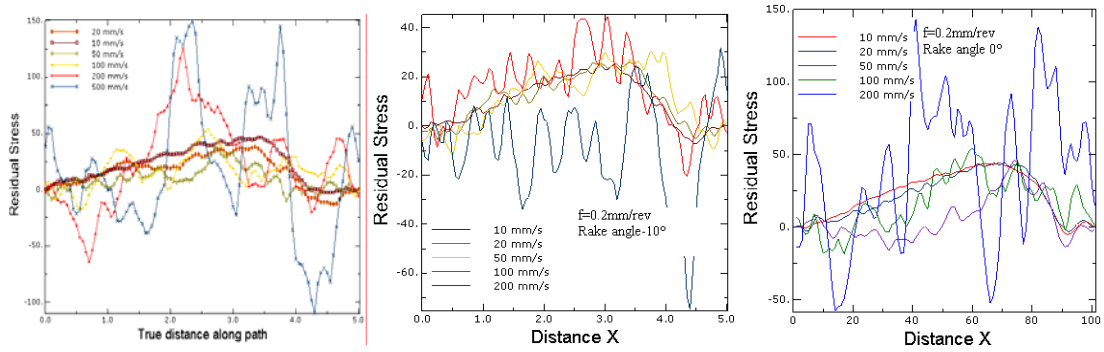


Figure (VI-18) Champ de contraintes résiduelles au cœur de la pièce

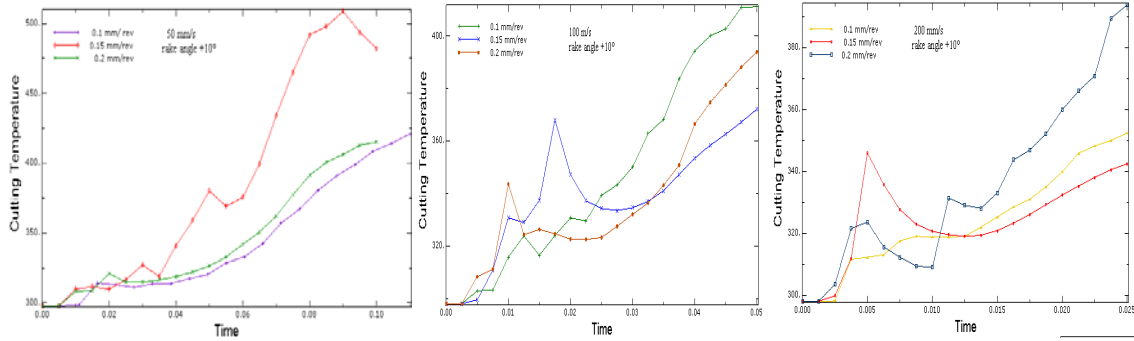


Figure (VI-19) Effet des avances sur les échauffements des outils (+10°)

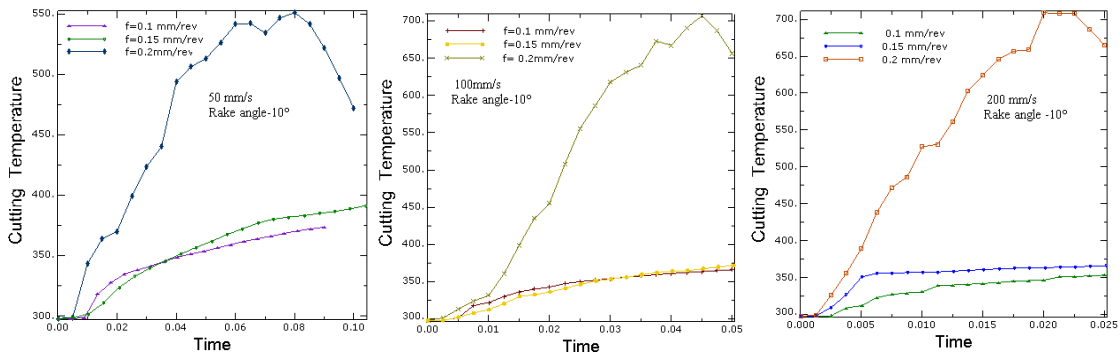


Figure (VI-20) Effet des avances sur les échauffements des outils (-10°)

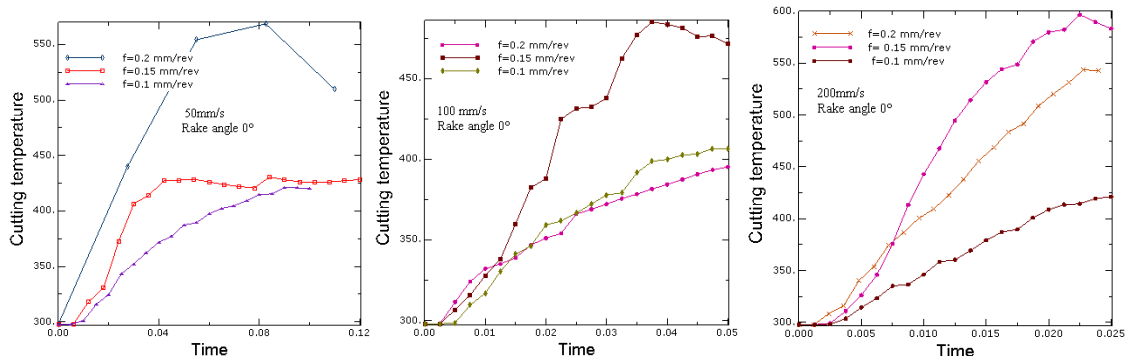


Figure (VI-21) Effet des avances sur les échauffements des outils (+0°)

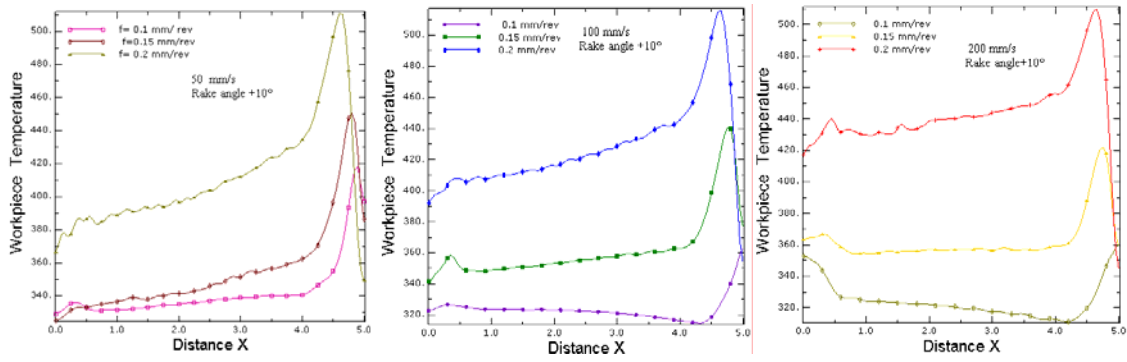


Figure (VI-22) Effet des avances sur les distributions des températures sur la pièce (+10°)

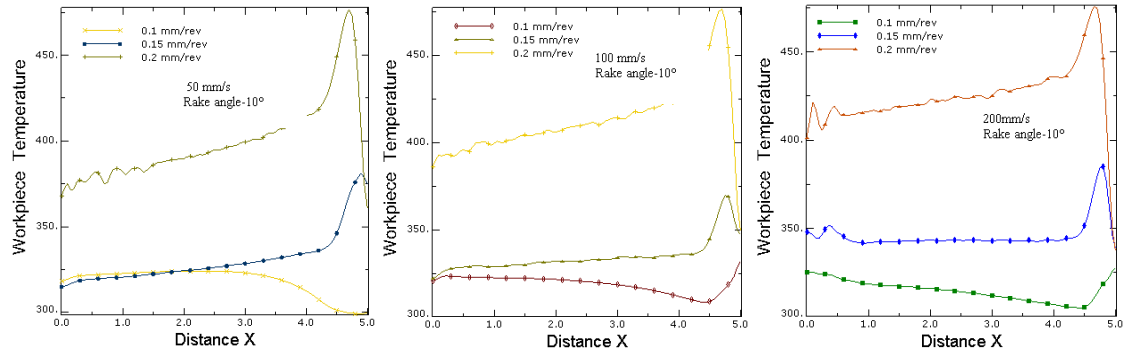


Figure (VI-23) Effet des avances sur les distributions des températures sur la pièce (-10°)

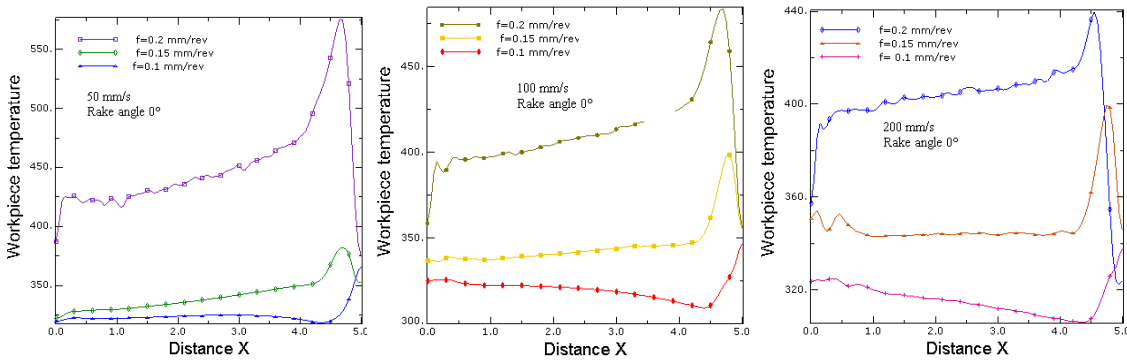


Figure (VI-24) Effet des avances sur les distributions des températures sur la pièce (+0°)

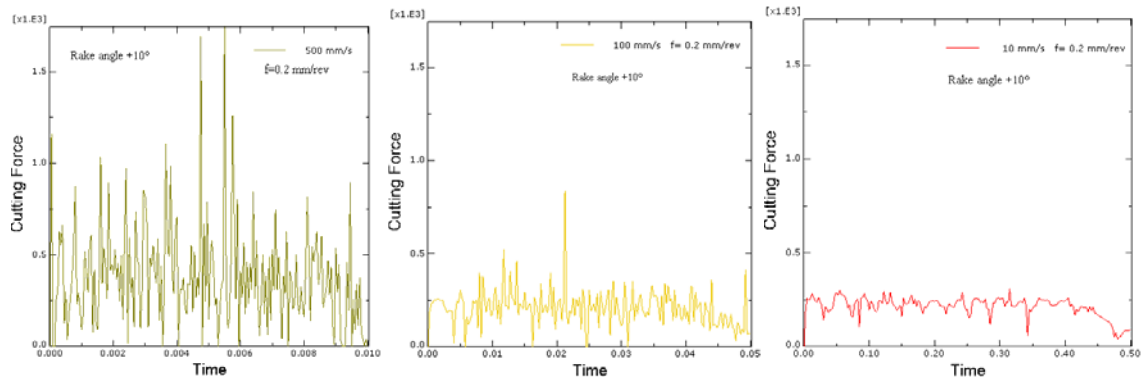


Figure (VI-25) Evolution des forces de coupe pour différentes vitesses de coupe dans le cas ($+10^\circ$)

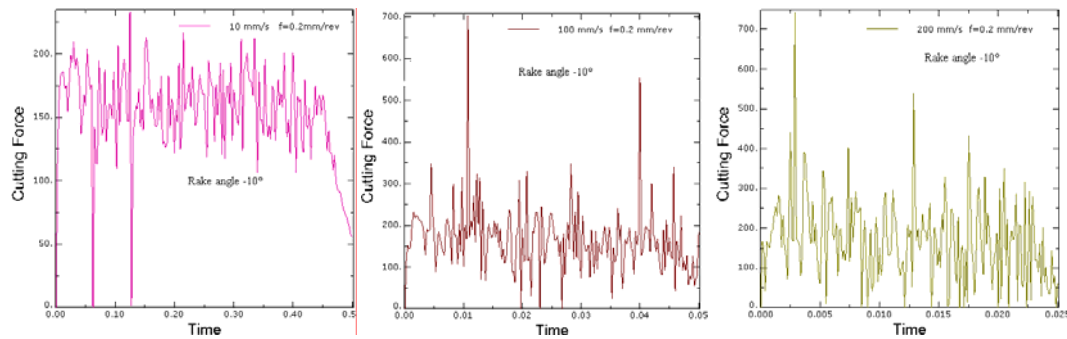


Figure (VI-26) Evolution des forces de coupe pour différentes vitesses de coupe dans le cas (-10°)

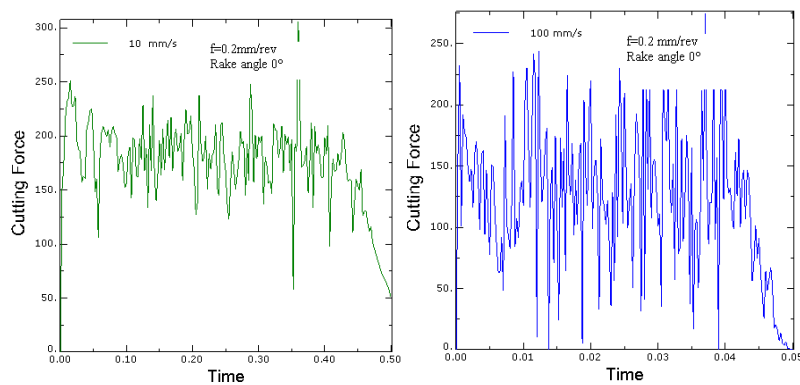


Figure (VI-27) Evolution des forces de coupe pour différentes vitesses de coupe dans le cas ($+0^\circ$)

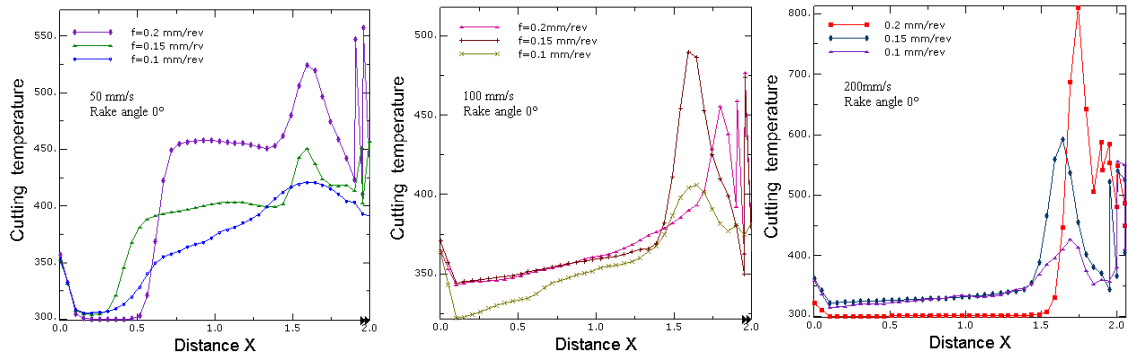


Figure (VI-28) Effet des avances sur les distributions des températures sur la face de coupe de l'outil ($+0^\circ$)

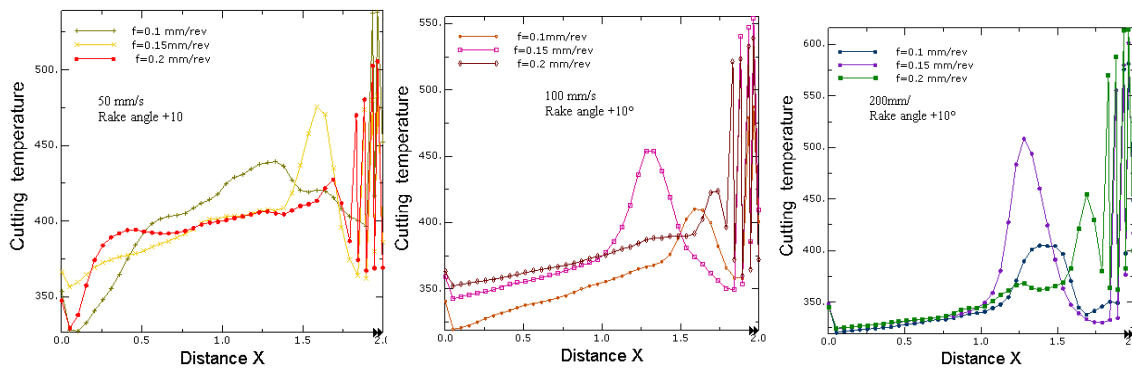


Figure (VI-29) Effet des avances sur les distributions des températures sur la face de coupe de l'outil ($+10^\circ$)

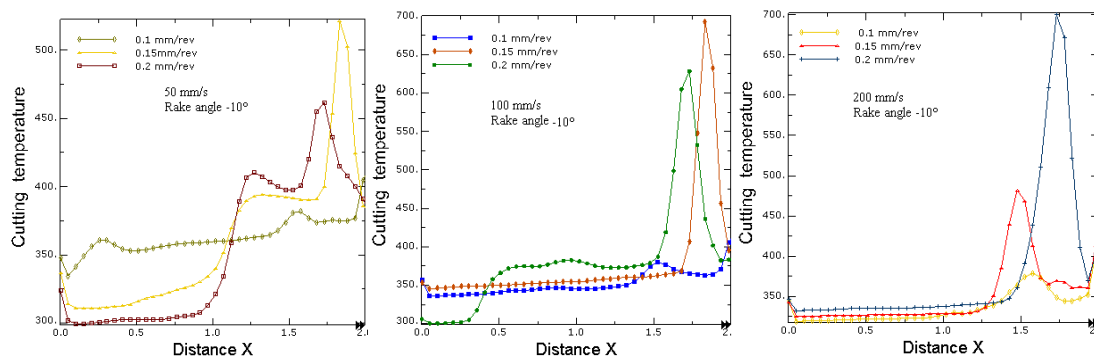


Figure (VI-30) Effet des avances sur les distributions des températures sur la face de coupe de l'outil (-10°)

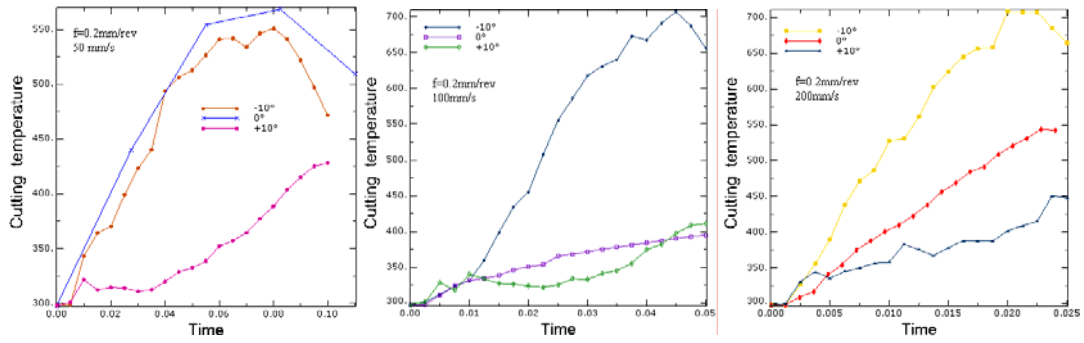


Figure (VI-31) Effet de l'inclinaison de l'angle de coupe sur l'échauffement de l'outil

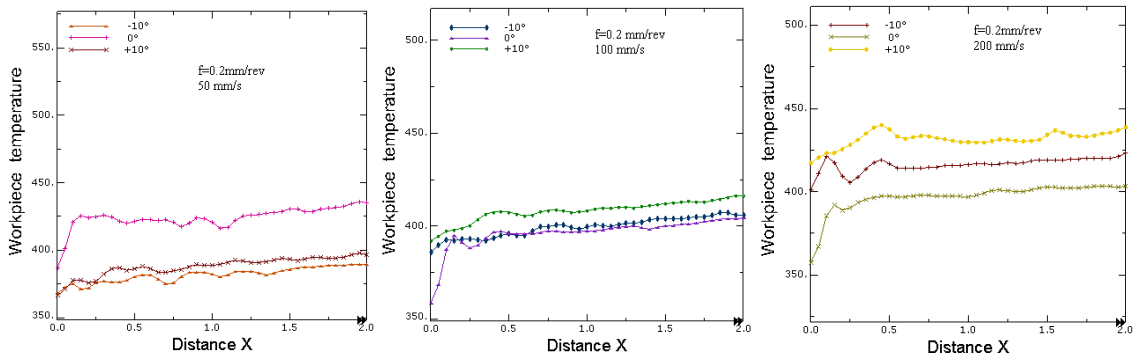


Figure (VI-32) Effet de l'inclinaison de l'angle de coupe sur la surface de la pièce

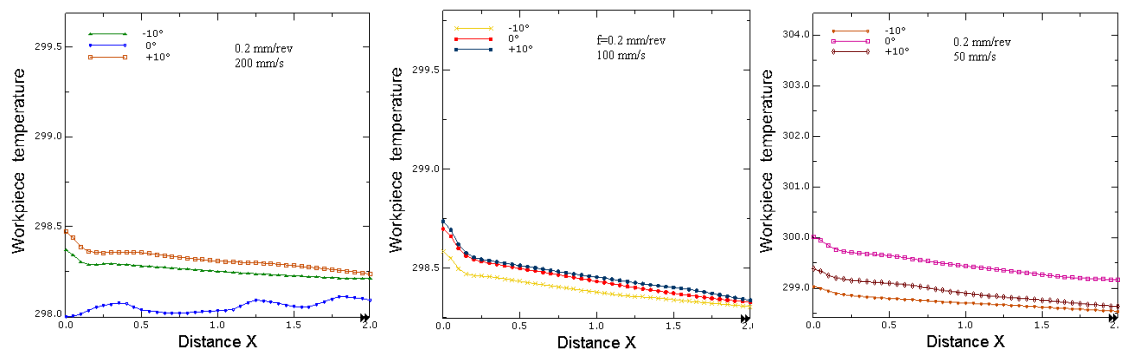


Figure (VI-33) Effet de l'inclinaison de l'angle de coupe sur la température au cœur de la pièce

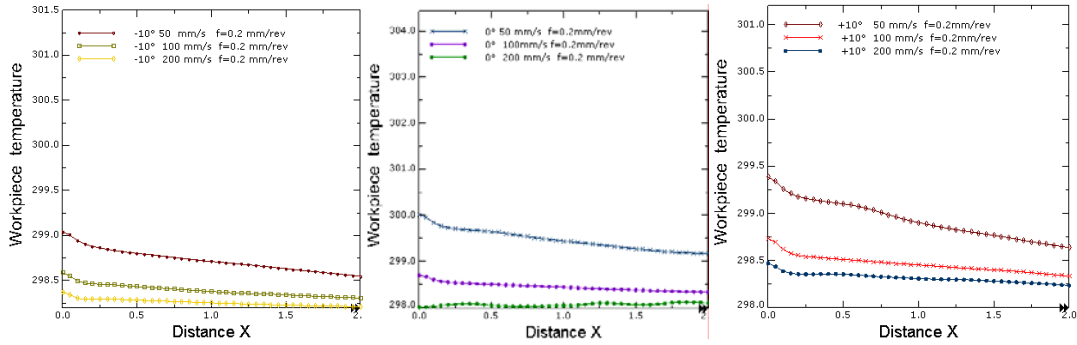


Figure (VI-34) Effet de la vitesse de coupe sur la température au cœur de la pièce

Tableau VI-3 Température de coupe en fonction des conditions de coupe

Température de coupe (K) (1 ^{ère} passe)									
	-10°			0°			+10°		
	0.1 mm	0.15 mm	0.2 mm	0.1 mm	0.15 mm	0.2 mm	0.1 mm	0.15 mm	0.2 mm
10mm/s	425	425	425	450	450	400	430	410	440
20 mm/s	410	450	425	450	450	450	420	420	420
50 mm/s	350	500	450	410	475	400	420	470	420
100 mm/s	350	700	500	400	475	450	420	450	420
200 mm/s	350	475	700	400	600	800	460	520	460

VI 8 Discussions des résultats

Les grandeurs de sortie obtenues comme résultats de la simulation sont les contraintes de Von Mises, les températures, les force de coupe..., la dynamique de coupe, la création et la formation du copeau et l'état de surface de la pièce usinée pour différentes conditions de coupe et géométriques.

Les contraintes de Von Mises sont de l'ordre de 500 MPa pour l'aluminium pour toutes les vitesses de coupe, en faisant une comparaison avec l'acier 1045, celui-ci subit une déformation de 1200 MPa, voir chapitre VI. Dans les champs de températures, on remarque la partie chaude est celle du copeau il se recourbe d'avantage du fait du gradient de température entre la face interne et externe de celui-ci, puis la surface externe de la pièce et la face de coupe de l'outil.

La géométrie de l'outil a un effet significatif sur la portion du flux de chaleur allant vers l'outil de coupe, en effet, plus l'inclinaison de l'outil vers le copeau augmente, plus il y a un contact fort entre les deux et la chaleur se propage par conduction vers l'outil ce qui lui favorise l'élévation de sa température.

Les force de coupe sont des valeurs moyennes, deviennent plu intenses en augmentant la vitesse, les perturbations instantanées sont dues au fait de charges (création) et décharges (évacuation) de matière le long de la pièce, l'angle de cisaillement est dans sa position idéale (45°).Un tableau résume la simulation1.

Les courbes des échauffements des outils de coupes présentées sur les figures (VI-2...VI-4) en fonction du temps, sont inversement proportionnels aux vitesses de coupe, et ont la même 'constante du temps τ_t '[8]. La température augmente durant toute la période de la coupe.

Sur les figures (VI-5...VI-7), la température de coupe est bien illustrée en traçant les courbes de la température le long de la face de coupe, ces courbes sont non linéaires et se déplacent, cas des 'sources mobiles' permettant ainsi la prédiction de la température de coupe 'lieu des maxima' arrivant à 800°C.

Sur les figures (VI-8...VI-10), nous avons présenté les courbes des températures sur les faces de dépouille de l'outil de coupe, où se situe la 3ieme zone de source de chaleur due au frottement entre la pièce et l'outil, cette source est minimale et peut être négligée, les courbes sont presque linéaires[7] et ne sont dues qu'au transfert de chaleur par conduction. La température dans la face de dépouille arrive à 400°C.

De même, nous avons présenté les courbes de températures sur la face externe de la pièce en fonction de la distance x (VI-11...VI-13), ici, la non linéarité des courbes est due à la source de chaleur (déformation plastique), cet effet thermique superficiel influe sur les caractéristiques mécaniques de la pièce, la valeur maximale arrivant à 500°C. On remarque aussi que les températures augmentent avec les vitesses de coupe pour les avances (0.15 et 0.2) mm ce qui n'est pas bien distingué en cas de (0.1 mm). Un gradient de température élevé est signalé au début de l'usinage lié à la grande déformation plastique au début de l'usinage.

Les figures (VI-14...VI-16) présentent les courbes des évolutions de températures sur la surface de la pièce, la source de chaleur est non linéaire et 'mobile' et présentent des 'maxima'

Les figures (VI-17) présentent les courbes de contraintes de Von Mises, sur la surface de la pièce après usinage pour un outil, celles-ci présentent de grands gradients au démarrage de l'usinage.

Les figures (VI-18) présentent les contraintes résiduelles au cœur de la pièce après une passe de l'outil de coupe sur la surface de celle-ci, les contraintes résiduelles augmentent avec les vitesses de coupe. Les valeurs minimale et maximale correspondent à l'outil (+ 10°).

Les figures (VI-19...VI-21) présentent l'effet des avances sur l'évolution de la température de coupe en fonction du temps, dans le cas de l'outil de coupe (-0°), les températures augmentent avec les avances par contre pour les outils (0° et +10°), les températures de coupe dépendent de la portion du flux de chaleur du copeau allant vers l'outil.

Les figures (VI-22...VI-24) montrent les contraintes thermiques sur la pièce, celles ci augmentent avec l'augmentation des avances quelque soit la géométrie de l'outil de coupe.

Les figures (VI-31) montrent que les échauffements des outils de coupe sont comme suit:

$$+10 < 0 < -10^\circ$$

Les figures (VI-32) montrent l'effet thermique superficiel et volumique de l'inclinaison des faces de coupe sur la pièce. On voit bien que pour (+10°), la température augmente sur la face usinée et au cœur de celle-ci.

V 9 Conclusion et Perspectives

De diverses perspectives viennent apparaitre à la fin de ce travail de thèse.

Dans notre travail de la coupe des métaux 'coupe orthogonale',et fraisage périphérique, en deux dimensions, nous nous sommes limitée à varier les paramètres géométriques et les conditions de coupe, les matériaux, et nous avons pris le cas de point de vue thermique pour la prédiction de la température de coupe et l'optimisation des conditions d'usinage, nous n'avons considéré que la 1^{ère} passe de l'outil sur la pièce. Cependant nous recommandons ainsi pour des travaux de suite en faisant varier d'autres paramètres qui semblent importants tels que:

- ✚ Comparaison avec d'autres matériaux comme le cuivre et d'autres alliages.
- ✚ Comparaison à l'aide d'autres Logiciels de simulation numérique: MSC.Marc, Deform2D/3D, Simple, Thirdwave AdvantEdge et Ls-Dyna.
- ✚ Utilisation des lois empiriques pour les modèles constitutifs d'écoulement plastique et d'endommagement autres que celle de Johnson Cook, citant Zerilli-Armstrong.
- ✚ Utilisation des lois de frottements de Tresca...
- ✚ Modélisation et simulation de la coupe des métaux en 3 dimensions.
- ✚ Application avec d'autres procédés d'usinage, le fraisage de face, d'épaulement, tournage oblique, le perçage....
- ✚ Analyser la coupe des métaux par des méthodes analytiques.
- ✚ Etudier bien les paramètres influant sur la segmentation du copeau.

Références V

- [1] I. Escamilla, O. Zapata, B. Gonzalez, N. Gámez, et M. Guerrero, *Finite Element Simulation of the Milling Process of a Ti 6Al 4V Alloy*. SIMULIA Customer Conference. MEXICO. 2010
- [2] Mebrouki T., Girardin F., Asad M., Rigal J-F., *Numerical and experimental study of dry cutting for an aeronautic aluminium alloy (A2024-T351)*, Journal International de Machine Outils et Fabrication. 48. 1187–1197. 2008
- [3] Badis HADDAG, Mohammed NOUARI, *Analysis of the Cutting Parameters Influence During Machining Aluminium Alloy A2024-T351 with Uncoated Carbide Inserts*. LEMTA CNRS-UMR 7563 – InSIC. 27 rue d’Hellieule. 88100 St-Dié-des-Vosges. France. 2011
- [4] Eurelien Maurel-Pantel, *Etude expérimentale et modélisation par éléments finis du procédé de fraisage : applications à l’identification paramétrique des lois de comportement*. Thèse de doctorat. Spécialité Sciences pour l’Ingénieur et Microtechniques, Ecole Doctorale SPIM, Université de Franche-comté, 2009
- [5] K. K. WANG K., *Investigation of Face-Milling Tool Temperatures by Simulation Techniques*. Assistant Professor. Département d’Ingénierie de Mécanique. Université de Wisconsin. Madison. Wis. Mem. ASME. 1969
- [6] LEONELLO ZAQUINI, *Usinage à grande vitesse (UGV): origines, applications et perspectives*, Article apparu sur MSM, 2003
- [7] Incropera, DeWitt, Bergman, Lavine, *Fundamentals of heat and mass transfer*. Ouvrage sur les phénomènes de transfert thermique. 6^{ième} édition. Wiley. 2007

Conclusion Générale

L'usinage des métaux, bien qu'il soit l'un des procédés de mise en forme les plus anciennes, aujourd'hui, il semble avoir un nouveau sens, la demande croissante d'une grande productivité et la qualité, ont conduit les industriels à adopter de nouveaux paramètres de coupe plus sévères (augmentation de la vitesse de coupe, ...), qui ont une influence sur l'échauffement puis l'usure des outils, qui conditionnent fortement la durée de vie des outils et par conséquent le temps de production.

L'usinage des métaux est plein d'empirisme et d'expérimentation.

L'usinage est l'un des procédés de mise en forme où le couplage thermomécanique est fort : cas de déformation à froid, celui-ci engendre de fortes déformations.

L'usinage des métaux met en jeu un ensemble de processus élémentaires qui sont la création, la fissuration, la propagation et l'évacuation d'un copeau. La déformation plastique au sein du copeau et le contact de celui-ci avec l'outil étant les sièges des sources de chaleur mobiles engendrées lors de la coupe des métaux.

La modélisation de la coupe des métaux revient à comprendre ces mécanismes de base et a pour objet la prévision de la géométrie du copeau, des forces de coupe, des échauffements, des contraintes et des déformations à partir des conditions de coupes et des propriétés thermomécaniques du matériau usiné et de l'outil.

Les objectifs de ce travail de thèse ne se limitent pas uniquement aux transferts thermiques ou température au sein du système outil/pièce/copeau bien que c'est un point déterminant, mais plusieurs grandeurs physiques doivent être mises en jeu, et ne peuvent être négligés car elles sont interdépendants les une des autres comme cité précédemment.

Le premier consistait à étendre des modèles analytiques de la coupe depuis Taylor.

Le deuxième étant d'exploiter certains résultats expérimentaux réalisés pour leur validation (correction), une approche purement thermique est menée pour prédire la température de coupe dans le cas de procédé de fraisage par une méthode inverse en analysant le phénomène de transfert de chaleur en régime transitoire au niveau du système pendant le refroidissement de l'outil de coupe.

Un autre point, on passait à la modélisation et la simulation de la coupe par une approche numérique plus précisément la méthode des éléments finis qui a été effectuée sur le code de calcul ABAQUS 6.10. pour de grandes déformations, en supposant que l'outil de coupe est

un corps rigide. Le modèle choisi est celui de Johnson Cook. Comme dans le cas réel, après l'introduction des données géométriques, thermomécaniques, contact et maillage adapté et on applique pour deux procédés d'usinage: tournage et fraisage, sur l'acier AISI-1045, l'aluminium avec un outil en carbure de tungstène non revêtu.

Nous sommes arrivés à des résultats satisfaisants , température , contraintes, déformation, énergies de déformation, contraintes résiduelles ... variant avec les paramètres (géométriques: angle de coupe, de dépouille, arrondi du bec de l'outil) et les propriétés du matériau et le contact (profondeur de passe, vitesse...), mais aussi la dynamique du phénomène de coupe des métaux est bien illustrée.

On a remarqué que la température maximale ne se trouve pas sur la pointe de l'outil mais à une certaine distance (arrivant à 600°C pour la première passe), comme est confirmé par la littérature, nous avons considéré deux hypothèses de point de vue thermique : tout le système est supposé avoir un caractère adiabatique à cause de la brièveté du temps de passage du métal dans la zone de déformation, sauf au contact outil pièce et le deuxième : le coefficient de transfert de chaleur par convection n'est pas négligé et dépendant de la vitesse de coupe suivant une loi empirique. Dans le 1^{er} cas la température est légèrement supérieure au deuxième cas du fait de l'échange de chaleur du système avec le milieu ambiant.

La détermination de la température de coupe nous a permet

- L'évaluation de l'usinabilité qui est jugé par les forces de coupe, la température et la durée de vie.
- La conception et la sélection des outils de coupe.
- L'évaluation du rôle de variation des paramètres de l'usinage sur la température de coupe.
- Application des fluides de coupe.
- L'analyse de la distribution de la température le long de l'outil, pièce et copeau.

La méthode par EF permet de diminuer le besoin d'expérimentation.

la méthode numérique par éléments finis est passé par le couplage faible ou fort des problèmes physiques différents mais complémentaires (mécanique des fluides, conduction, rayonnement,..). L'intégration du comportement dynamique est en plein développement avec l'apparition des maillages évolutifs.

La validation des résultats peut aussi être faite à l'aide d'une autre démarche de calcul par une méthode analytique basée sur la déformation plane (shear plane method), où la température est calculée en deux zones pour différentes variables vitesses de coupe, avance et angle du plan de cisaillement, ϕ , la température moyenne et la température à l'interface.

La modélisation et expérimentation sont deux phases indissociables pour la validation du modèle thermique de la coupe des métaux, la phase expérimentale fournit les températures expérimentales, les conditions aux limites ainsi que les sources de chaleur internes, la méthode numérique nous permet d'estimer la température en des points non atteignables expérimentalement.

La précision des modèles dépend de l'exactitude des paramètres. N'oublions pas, que les expériences sont seules qui pourraient donner une validation correcte des résultats trouvés et de fournir des données thermophysiques et rhéologiques nécessaires pour effectuer des simulations pertinentes des opérations d'usinage.

Annexe

Technique de l'ingénieur, M3012v2**Tableau1 Ordre de grandeur des caractéristiques thermophysiques de quelques alliages d'aluminium, de cuivre, de titane et quelques aciers**

Matériau	Aluminium		Duralium		Cuivre		Laiton 80/20		TiAl6V		Acier Au carbone		Acier inoxydable 18/8	
Masse volumique (kg/m ³)	2700		2800		8950		8670		4420		7800		7900	
Température (°C)	20	500	20	500	20	900	20	900	20	900	20	1200	20	1200
Structure					α	α	α	α	α	α + β	α	γ	γ	γ
Capacité Thermique Volumique MPa.°C ⁻¹	2.47	3	2.5	3.16	3.45	4.12	3.26	4.05	2.7	4.42	3.8	4.9	4	5.3
Conductivité Thermique W/m°C	238	238	120à190	170	397	277	138	100	5.8	20	52	27	15.9	28
Difusivité Thermique mm ² /s	96	79	48à76	53	115	67	42	25	2.1	4.5	13.6	5.5	4	5.3
Effusivité Thermique KJ.m ⁻² S ^{-1/2} °C ⁻¹	24	26.7	17.3à21.7	23	37	34	21.2	20.1	4	9.4	14	11.5	8	12.1
Coefficient de Dilatation Thermique linéique 10 ⁻⁶ °C ⁻¹	23	27	22		17	20	19		8	9	12	13	17	20

La diffusivité thermique : $a = \frac{k}{\rho c}$

L'effusivité thermique : $b = \sqrt{k\rho c}$

Résumé

Dans ce travail de thèse, nous avons discuté les phénomènes de transfert de chaleur mis en jeu lors de l'usinage de l'acier et l'aluminium, l'évolution de la température superficielle et au cœur de la pièce en régime transitoire. Ces phénomènes sont dus à la déformation plastique du métal et au glissement de l'outil sur la pièce à usiner.

Nous avons considéré deux approches, la 1^{ère} étant purement thermique, permettant l'estimation de la température de coupe. Celle-ci doit être surveillée pour éviter la formation de l'usure par cratère favorisée à cause des températures très élevées et pour prolonger leur durée de vie, et maintenir la température de la pièce à un niveau dicté par les fabricants. La chute de température est due à la ventilation créée par la rotation de la fraise lors du relèvement des températures mesurées au cours du procédé de fraisage. La prévision de la température de coupe a été déterminée en résolvant l'équation de la chaleur. La 2^{ème} approche est une simulation numérique sous le code Abaqus explicit, qui consiste à construire un modèle en deux dimensions d'un procédé de coupe orthogonale et fraisage périphérique permettant de voir les visualisations de la coupe en UGV, certaines grandeurs: forces de coupes, températures, la morphologie du copeau, les contraintes résiduelles induites... Deux méthodes qui ont été appliquées sont la méthode ALE pour la coupe orthogonale de l'acier AISI-1045 puis la méthode de Lagrange pour l'usinage de l'alliage d'aluminium, elle reflète la coupe réelle et nous informe sur les conditions de contact. La brièveté de la coupe du métal rend le modèle adiabatique. L'usinage reste un procédé de mise en forme à froid dont le couplage déformation plastique et effet thermique est fort nécessitant une banque de données géométrique, propriétés thermomécaniques, lois de rupture, de contact avec frottement très précises pour une simulation pertinente.

Mots clés: analyse de la coupe des métaux, température de coupe, approche thermique, MEF

Abstract

This thesis covers the study of unsteady state heat transfer analysis in metal cutting and time dependence of the temperature distribution within the system tool/workpiece. These phenomenon's are due to plastic deformation in metal and due to rubbing of the tool flanks with chip and with finished surfaces. We have determined temperature evolution by two ways: Analytically, where a thermal modeling is focused to predict and control the cutting temperature in milling operation. Tool temperature has to be controlled to prevent crater wear formation enhanced due to high temperatures in the rake face and thereby to prolong their life: the higher the temperature, the shorter its life, and to keep temperature of the workpiece at a level drawn by the manufacturing. Tests made on uncoated tools, have shown that there is an important drop measured temperature values. This is due to ventilation which was created by the mill rotation. Cutting temperature is obtained by resolving the lumped thermal capacitance equation and the result is in good agreement. Numerically, this technique is widely used tools for machining simulation and benefits the reduction of the cost and increase technical performance. Under Abaqus explicit software, two numerical models in 2 dimensions were built of a process of orthogonal cutting and peripheral milling where thermal effects are taken into account, to predict in HSM, stresses, strain, chip flow, morphology, cutting forces, temperatures, induced residual stresses and so forth. We have used two formulations, first, the ALE formalism in cutting AISI-1045, second, the Lagrangian formalism in cutting an Aluminum alloy, this approach reflect the reel behavior of cutting metal such as in contact (forces). When cutting metal, all surfaces are considered as adiabatic owing to the tool high speed where conduction has not time to occur. Machining is a process of cold working as a coupled thermomechanical process, could generate heat to cause mechanical and thermal effects which influence each other strongly, then a fully coupled thermal-stress analysis is applied in this work include the dynamic effect, constitutive law damage, contact with friction, geometry and metal properties, with accuracy for the simulation improvement.

Keywords: cutting metal analysis, cutting temperature, thermal approach, FEM

ملخص

في هاته الرسالة، ناقشنا انتقال الحرارة اثناء قطع الفولاذ و الالمنيوم و تطور درجة الحرارة على سطح القلم و القطعة و في اعماقها بدلالة الزمن. هذه الظاهرة ناتجة عن التشوه البلاستيكي في المعدن و الاحتكاك بين القلم و الطائش و القطعة الكتملة احيانا. لقد اتخذنا جانبيين للدراسة: الاول منه حراري بحث يسمح لنا بايجاد قيمة درجة حرارة القطع حيث وجب مراقبتها لتجنب حدوث الخدوش من جراء درجات حرارية عالية و لتمديد مدة صلاحيته و تحديد درجة حرارة سطح القطعة الى مستوى مقترح من طرف الصناع؛ اذا قمنا بتصحيح درجة الحرارة المقاسة بعد التفريز مباشرة ناتجة عن دوران مروحي تسبب في انخفاضها وذلك باللجوء الى دراسة للمعادلة الحرارية بطريقة عكسية. الجانب الثاني و هو عبارة عن طريقة رقمية تعتمد على العناصر المنتهية بواسطة برنامج اباكيس و هو اداة مستعملة في حسابات القطع و تعود بربح في تخفيض الثمن و تنمي جودة التقنيات و تتمثل في تصميم نموذج ذي بعدين للقطع العمودي و التفريز المحيطي. تحصلنا على مشاهدة ديناميكية القطع السريع الدوران الى جانب بعض المتغيرات منها القوى؛ درجة الحرارة؛ شكل الطائش؛ الاجهادات المحرصة. لقد لاحظنا ان سرعة القطع ادت الى كون القطع عازلة حراريا. المناهج المتبعة في التحليل هي منهجية لافرونج في قطع الالمنيوم و لافرونج اولار العادية في قطع الفولاذ؛ تم اختيار منهجية لافرونج لانها تعكس واقع القطع و تدلنا عن شروط الالتماس بما فيه القوى. القطع هو عملية من عمليات التشكيل بشروط باردة اين يكون الارتباط في التشوه البلاستيكي و العامل الحراري قوي يحتاج الى بنك من المعطيات الهندسية؛ العامل ديناميكي؛ الخواص الحرارية الميكانيكية عالية؛ قوانين الدمار و الالتماس مع الاحتكاك دقيق و منه الى حسابات الية راقية.

الكلمات المفتاحية/تحليل قطع المعادن، حرارة القطع، الجانب حراري، طريقة العناصر المنتهية.