pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

ParisTech
INSTITUT DES SCIENCES ET TECHNOLOGIES
PARIS INSTITUTE OF TECHNOLOGY

ARTS ET MÉTIERS ParisTech

2013-ENAM-0018

École doctorale n° 432 : Sciences des Métiers de l'Ingénieur

Doctorat ParisTech

T H È S E

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité " Génie mécanique - procédés de fabrication "

présentée et soutenue publiquement par

Henri-François Boyer

le 12 juin 2013

Usinage à sec ou MQL
Quantification et prise en compte
des dilatations thermiques durant le process

Directeur de thèse : **Philippe LORONG**
Co-encadrement de la thèse : **Nicolas RANC**

Jury

M. Jean-Yves HASCOET Professeur, IRCCYN, Ecole Centrale de Nantes	Président
M. Daniel DUDZINSKI, Professeur, LEM3, Université de Lorraine	Rapporteur
M. Joël RECH, Professeur, LTDS, ENISE	Rapporteur
M. Nicolas RANC, Maitre de conférences, PIMM, Arts et Métiers ParisTech	Examinateur
M. Philippe LORONG, Professeur, PIMM, Arts et Métiers ParisTech	Examinateur
M. Patrice CARRAS, Renault SA	Invité
M. Frank KOPPKA, Renault SA	Invité

T H È S E

Arts et Métiers ParisTech - Centre de Paris
Laboratoire Procédés et Ingénierie en Mécanique et Matériaux – UMR CNRS 8006

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

Il faut à l'ingénieur une certaine dose de courage ou d'audace pour aller à contre-courant, laissant les gens trop sages nommer cela imprudence, témérité, inconscience ou folie. Mais le but d'une existence d'homme n'est pas de recueillir l'appui de gens trop sages. C'est d'avoir porté et transmis le relais.

P. Bézier

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

Table des matières

Table des matières **5**

Liste des figures **9**

Liste des tableaux **12**

1 Introduction générale **15**

2 État de l'art industriel - Thermique de la coupe **19**
2.1 Minimum Quantity Lubrication 20
2.1.1 Définition 20
2.1.2 Création du brouillard MQL 21
2.1.3 Huiles utilisées en MQL 22
2.1.4 Adaptations nécessaires à l'emploi de la technologie MQL 24
2.1.4.1 Modifications des outils de coupe 24
2.1.4.2 Modifications du centre d'usinage nécessaires au MQL . 26
2.1.4.3 Prise en compte des phénomènes thermiques 27
2.1.5 Synthèse 28
2.2 Thermique de la coupe 29
2.2.1 Définition de la coupe orthogonale 29
2.2.2 Phénomènes thermomécaniques mis en jeu lors de l'usinage 30
2.2.3 Impact de la technologie MQL sur la thermique de la coupe . . . 30
2.2.3.1 Refroidissement par soufflage d'air comprimé en pointe d'outil 31
2.2.3.2 Refroidissement par évaporation de l'huile 31
2.2.3.3 Synthèse 31
2.2.4 Puissance de coupe en usinage 31
2.2.5 Répartition de la puissance de coupe en usinage 32
2.2.6 Modélisation des sources volumiques et surfaciques de chaleur en usinage 34
2.2.6.1 Modélisation des sources de chaleur et des températures engendrées dans la zone de cisaillement primaire 34
2.2.6.2 Modélisation des sources de chaleur et des températures engendrées dans les zones de frottement (contact outil - pièce et outil - copeau) 38
2.2.7 Mesure de la température en usinage 41
2.2.7.1 Mesures avec contact 42

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

2.2.7.2 Mesures sans contact . . . 42
2.2.7.3 Mesures a posteriori . . . 43
2.2.8 Estimation du flux thermique entrant dans une pièce pendant son usinage . . . 43
2.2.8.1 Introduction aux différentes méthodes d'estimation . . . 43
2.2.8.2 Méthodes indirectes . . . 43
2.2.8.3 Méthodes directes . . . 45
2.2.8.4 Synthèse . . . 47
2.3 Conclusion . . . 47

3 Problématique **49**
3.1 Problématique industrielle - Exemple de l'usinage à sec d'un disque de frein 50
3.2 Équilibre thermomécanique d'une pièce en cours d'usinage . . . 53
3.2.1 Définition des conditions aux limites . . . 54
3.2.1.1 Chargement thermique . . . 54
3.2.1.2 Chargement mécanique . . . 55
3.2.2 Problème thermomécanique à résoudre . . . 55
3.3 Mise en œuvre des simulations . . . 57
3.3.1 Imposition de la source de chaleur . . . 57
3.3.2 Principe de génération du fichier de simulation et dépouillement des résultats . . . 58
3.4 Identification de la source de chaleur due à la coupe . . . 58
3.5 Bilan des paramètres des modèles . . . 59
3.6 Retour sur la problématique et démarche de la thèse . . . 59

4 Identification de sources de chaleur en usinage **61**
4.1 Simulation thermique du fraisage . . . 62
4.1.1 Géométrie étudiée . . . 62
4.1.2 Conditions aux limites . . . 63
4.1.2.1 Conduction et convection . . . 63
4.1.2.2 Source de chaleur due à l'usinage . . . 64
4.1.3 Paramètres du matériau . . . 65
4.1.4 Résultat de simulation . . . 66
4.1.5 Mesure de l'échauffement de la pièce en cours d'usinage . . . 67
4.1.6 Positionnement des thermocouples dans la pièce . . . 68
4.2 Calibrage des simulations . . . 68
4.3 Analyse de sensibilité du modèle . . . 69
4.3.1 Continuité du déplacement de la source de chaleur . . . 69
4.3.2 Influence de la convection de la pièce avec le milieu environnant . 72
4.3.3 Influence des paramètres du matériau . . . 72
4.3.3.1 Diffusivité thermique . . . 73
4.3.3.2 Capacité thermique massique et volume massique . . . 73
4.3.4 Quantification de l'erreur de mesure de la température . . . 74
4.3.5 Sensibilité de la mesure de température au positionnement des thermocouples . . . 75
4.3.6 Bilan . . . 75

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

4.4 Méthode d'identification de la chaleur entrant dans la pièce en cours d'usinage 76
4.4.1 Étape 1 : identification de la position du thermocouple 77
4.4.2 Étape 2 : Identification de la source de chaleur due à la coupe . . 78
4.4.3 Quantification des incertitudes 79
4.5 Identification de la source de chaleur en fraisage 80
4.5.1 Définition de l'outil et des conditions de coupe 80
4.5.2 Déroulement d'un essai 80
4.5.3 Évolution de la puissance de coupe en fonction des conditions de coupe 81
4.5.4 Résultats des essais et discussion 83
4.6 Identification de la source de chaleur en perçage et taraudage 86
4.6.1 Définition des outils et des conditions de coupe 86
4.6.2 Déroulement d'un essai 87
4.6.3 Évolution de la puissance de coupe en fonction des conditions de coupe 87
4.6.3.1 Puissance de coupe en perçage 87
4.6.3.2 Puissance de coupe en taraudage 88
4.6.4 Résultats des essais et discussion 90
4.6.4.1 Mesure de l'échauffement de la pièce en perçage 90
4.6.4.2 Mesure de l'échauffement de la pièce en taraudage 92
4.6.4.3 Identification des sources de chaleur 94
4.7 Conclusion 95

5 Simulation des déformations d'une pièce automobile - Application industrielle du MQL 99
5.1 Simulation de l'usinage d'un carter de boite de vitesses 100
5.1.1 Pièce étudiée 100
5.1.2 Simulation de l'usinage - Optimisation de gammes 101
5.1.2.1 Définition des conditions aux limites du problème étudié 101
5.1.2.2 Influence de l'ordonnancement des opérations 103
5.2 Qualité pièce et correction de la géométrie usinée 106
5.2.1 Identification des cotes fabriquées sensibles à la température initiale de la pièce 107
5.2.2 Correction de la géométrie produite en fonction de la température initiale de la pièce et / ou de son échauffement 108
5.3 Apport économique et environnemental du MQL 109
5.3.1 Définition de la valeur de transformation 109
5.3.2 Périmètre de comparaison 110
5.3.3 Impact de la technologie MQL sur les frais indirects de fonctionnement 113
5.3.3.1 Consommation d'énergie électrique 113
5.3.3.2 Consommation d'air comprimé 114
5.3.3.3 Consommation de liquide de coupe 114
5.3.3.4 Bilan économique et environnemental 116
5.3.4 Impact de la technologie MQL sur l'investissement d'un module d'usinage de carters de boite de vitesses 117

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

5.3.5 Synthèse 118

6 Conclusion générale **119**

Bibliographie **123**

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

Liste des figures

Introduction générale **15**
1.1 Enjeux associés à la réduction de l'utilisation des fluides de coupe en usinage [55] 16

État de l'art industriel - Thermique de la coupe **19**
2.1 Système MQL mono canal 21
2.2 Système MQL bi canal 22
2.3 Exemple d'un foret MQL et d'un foret arrosage 24
2.4 Modifications de la géométrie du porte outil suivant DIN69090 25
2.5 Représentation schématique d'une machine adaptée pour l'usinage MQL 27
2.6 Définitions des paramètres de la coupe orthogonale. 29
2.7 Différentes zones de création de chaleur en usinage (d'après Kagnaya [23] et Battaglia et al. [2]) 30
2.8 Répartition des flux de chaleur dans la zone de coupe d'après M. Balazinski [1] 33
2.9 Récapitulatif de différents modèles utilisés pour estimer la distribution de la température dans le copeau et dans la pièce, induite par la zone de cisaillement primaire. (d'après Komanduri et Hou [27].) 37
2.10 Modélisation thermique de la zone de cisaillement primaire proposée par Komanduri et Hou [27].) 38
2.11 Modèle de distribution de contraintes proposé par Lee *et al.* [31]. 39
2.12 Modèle de répartition des contraintes normales à l'interface de contact outil/copeau proposé par Kilic et Raman [24]. 41
2.13 Mesures thermiques en usinage (d'après S. Hoppe [17]) 42
2.14 Évolution du coefficient de partage de flux dans la pièce en fonction du nombre adimensionnel N_{th} pour le modèle de Komanduri et Hou (à gauche) et $N_{th}\tan(\phi)$ pour le modèle de Boothroyd (à droite). 45
2.15 Géométrie des pièces, implantation des thermocouples et exemples d'un essai proposé par Fleischer *et al.* [11] 45
2.16 Comparaison du modèle expérimental et du modèle mathématique proposé par Pabst *et al.* [43] pour une fonte à graphite vermiculaire EN-GJL-250 47

Problématique **49**
3.1 Schema de la ligne d'usinage du disque de frein 50
3.2 Disque de frein étudié 51

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

3.3 Evolution de la température moyenne de la pièce pendant les différentes opérations d'usinage . . . 51
3.4 Cône mesuré sur l'alésage du cylindre 2 . . . 53
3.5 Représentation schématique des échanges thermiques d'une pièce en cours d'usinage . . . 54
3.6 Bandes d'imposition de la source de chaleur . . . 57
3.7 Démarche générale mise en œuvre pour la prédiction des déformations de la pièce . . . 58
3.8 Schématisation du principe d'identification de la source de chaleur pendant l'usinage (ici, dans le cas du fraisage) . . . 59
3.9 Paramètres du modèle thermomécanique de simulation . . . 60

Identification de sources de chaleur en usinage 61
4.1 Description générale des essais . . . 62
4.2 Définition de la géométrie de la pièce simulée pour l'étude de sensibilité et l'identification des sources de chaleur . . . 63
4.3 Définition des points de mesure sur la géométrie de référence . . . 63
4.4 Illustration de la méthode d'imposition de la source dans le cas de source croissante et décroissante linéaires . . . 64
4.5 Évolution de la pièce dans en quatre points de mesure. Source unitaire (P_{piece} = 1 W), se déplaçant à 20 m/min sur la surface supérieure de la pièce. Convection avec l'environnement négligée. Matériaux : AS9U3 (ρ = 2741 Kg / m^3, λ = 132 W / (m.K), c = 829 J / (Kg.K)) . . . 67
4.6 Évolution de la température maximale obtenue par simulation en fonction du pas de découpage et de la dimension des éléments de la surface usinée 68
4.7 Différentes méthodes pour imposer les sources de chaleur croissante et décroissante . . . 70
4.8 Tracé pour la courbe montante du cas linéaire et du cas polynomial. Tableau des points de passage programmés dans le logiciel élément fini. . . 71
4.9 Températures en fonction du temps pour un nœud situé 0,5 mm sous la surface : influence de la méthode utilisée pour imposer la source de chaleur. Source unitaire (1 Watt), se déplaçant à 20 m/min sur la surface supérieure de la pièce. Convection avec l'environnement négligée. Matériaux : AS9U3 (ρ = 2650 Kg / m^3, λ = 150 W / (m.K), c = 945 J / (Kg.K)) . . . 71
4.10 Évolution de la température maximale mesurées aux nœuds en fonction de la distance à la surface usinée, Source de chaleur unitaire (1 Watt), se déplaçant à 20 m/min sur la surface supérieure de la pièce. Convection avec l'environnement négligée. Matériaux : AS9U3 (ρ = 2650 Kg / m^3, λ = 150 W / (m.K), c = 945 J / (Kg.K)S . . . 75
4.11 Évolution de la température en fonction du temps pour 4 nœuds répartis verticalement entre la surface usinée et 0.9 mm sous celle-ci (pour une source de chaleur unitaire) . . . 76

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

4.12 Tracé de l'échauffement normalisé $T^* = \frac{T}{T_{max}}$ mesuré (rouge) et de l'échauffement normalisé simulé (bleu) pour différentes positions (1.5, 2, 2.5 et 3 mm sous la surface usinée) théoriques du thermocouple (Essai de fraisage 9, $a_p = 2$ mm, $V_c = 3000$ m/min, $f_z = 0.1$ mm/dt) 77
4.13 Tracé de l'échauffement normalisé $T^* = \frac{T}{T_{max}}$ mesuré (rouge) et de l'échauffement normalisé simulé (bleu) pour différentes positions (2.3, 2.4, 2.5 mm sous la surface usinée) théoriques du thermocouple (Essai de fraisage 9, $a_p = 2$ mm, $V_c = 3000$ m/min, $f_z = 0.1$ mm/dt) 78
4.14 Définition de la géométrie usinée et implantation de la pièce dans le centre d'usinage 80
4.15 Déroulement d'un essai de fraisage 81
4.16 Échauffement mesuré de la pièce (Essai F11, $V_c = 2000$ m/min, $a_p = 2$ mm et $f_z = 0.15$ mm/dt) 81
4.17 Puissance à la broche mesurée en fraisage (Essai 11, $a_p = 2$ mm, $V_c = 2000$ m/min, $f_z = 0{,}15$ mm/dt, durée du fraisage : 593 ms) 82
4.18 Évolution de la puissance nécessaire à la coupe en fonction du débit copeau ($Q = a_p \cdot a_e \cdot v_f$). 83
4.19 Évolution de la source de chaleur mesurée (P_{piece}) en fraisage en fonction des paramètres de coupe pour une épaisseur coupée de $a_e = 1$ cm 83
4.20 Évolution de la source de chaleur mesurée en fraisage en fonction de la puissance de coupe mesurée pour une épaisseur coupée de $a_e = 1$ cm . . 84
4.21 Définition de la géométrie des pièces de perçage et taraudage 86
4.22 Puissance à la broche mesurée en perçage (Essai P1, foret diamètre 8.5 mm, vitesse de coupe $V_c = 225$ m/min, avance par dent $f_z = 0.1$ mm/dt) 87
4.23 Évolution de la puissance nécessaire à la coupe en perçage en fonction du débit copeau $Q = f_z \cdot \frac{d}{2} \cdot v_c$ 88
4.24 Puissance à la broche mesurée en perçage (Essai T7, taraud M8x1.25, vitesse de coupe $V_c = 20$ m/min) 89
4.25 Évolution de la puissance nécessaire à la coupe en taraudage en fonction du débit copeau 89
4.26 Échauffement de la pièce en fonction du temps pour un essai de perçage (Essai P1, foret diamètre 8.5 mm, vitesse de coupe $v_c = 225$ m/min, avance par dent $f_z = 0.1$ mm/dt) 90
4.27 Échauffement de la pièce en fonction du temps pour un essai de taraudage (Essai T2, Taraud M10x1.5, vitesse de coupe $V_c = 20$ m/min) 92
4.28 Évolution de la source de chaleur (P_{piece}) entrant dans la pièce en perçage en fonction du diamètre percé et des conditions de coupe 93
4.29 Évolution de la source de chaleur (P_{piece}) entrant dans la pièce en taraudage en fonction du diamètre nominal taraudé et de la vitesse de coupe 94

Simulation des déformations d'une pièce automobile - Application industrielle du MQL **99**
5.1 Gamme d'usinage du carter de boite de vitesses étudié 101
5.2 Éléments usinés sur le carter de boite de vitesses étudié 101

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

5.3 Surfaces de mise en position du carter de boite de vitesses sur le montage d'usinage 103
5.4 Echauffement de la pièce avant réalisation du premier perçage (t= 25 secondes, sources de chaleur imposées suivant déroulé du tableau 5.1) . . . 104
5.5 Echauffement de la pièce après réalisation de la moitié des perçages et avant le dernier perçage en fonction de la stratégie utilisée 105
5.6 Défaut de localisation des perçages en fonction de la stratégie utilisée . . 106
5.7 Exemple pour une cote unidimensionnelle de l'estimation de la dilatation thermique maximale 108
5.8 Principe de l'implémentation de la correction de la géométrie produite en fonction de la température initiale de la pièce et de son échauffement en cours d'usinage 108
5.9 Répartition de la valeur de transformation d'un carter de boite de vitesse chez Renault 110
5.10 Architecture type d'une ligne d'usinage de carters de boite de vitesses pour automobiles 111
5.11 Périmètre de comparaison pour la machine fonctionnant avec arrosage de liquide de coupe 113
5.12 Périmètre de comparaison pour la machine fonctionnant en micro lubrification 113
5.13 Principe de fonctionnement d'une centrale de liquide de coupe 115

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

Liste des tableaux

État de l'art industriel - Thermique de la coupe **19**
2.1 Applications possibles de l'usinage à sec et de l'usinage MQL, d'après Weinert *et al.* [53] 20
2.2 Avantages et inconvénients des systèmes MQL mono et bi canal 22
2.3 Caractéristiques des huiles de coupe utilisées en MQL [53] 23
2.4 Répartition de l'énergie nécessaire à la coupe, d'après Fleischer *et al.* [11] 34
2.5 Synthèse de paramètres de la loi de Johnson-Cook proposée par Ozel et Zeren [54]. 36
2.6 Récapitulatif des différentes distributions de contraintes à l'interface outil/copeau proposé par Raman *et al.* [44]. 40
2.7 Synthèse de différentes expressions des coefficients de partage du flux en usinage, d'après Komanduri et Hou [27] 44
2.8 Conditions de coupe et coefficients identifiés par Pabst pour une fonte EN-GJL-250 [43] 46

Problématique **49**
3.1 Déroulé de gamme de l'opération 140 52

Identification de sources de chaleur en usinage **61**
4.1 Identification des paramètres matériaux d'un alliage d'aluminium AS9U3 à 20 °C (Source : Normes internes entreprise Renault SA) 65
4.2 Évolution des paramètres d'un alliage d'aluminium AS9U3 en fonction de la température 66
4.3 Température maximum obtenue par la simulation pour deux coefficients de convection extrêmes 72
4.4 Température maximale obtenue par la simulation pour trois valeurs de la conductivité thermique, source unitaire ($P_{piece} = 1$ W) se déplaçant à 20 m/min sur la surface supérieure de la pièce. Convection négligée. 73
4.5 Température maximale obtenue par la simulation pour trois valeurs de la capacité thermique, source unitaire ($P_{piece} = 1$ W) se déplaçant à 20 m/min sur la surface supérieure de la pièce. Convection négligée. 74
4.6 Comparaison de l'échauffement maximum dû à la coupe avant et à la coupe arrière de l'outil 82
4.7 Synthèse des essais de fraisage réalisés 85

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

4.8 Définition de la position des thermocouples, des profondeurs de perçage et taraudage et des conditions de coupe testées 86
4.9 Conditions de coupe et échauffement maximal mesuré par les trois thermocouples pendant les essais de perçage 91
4.10 Conditions de coupe et échauffement maximal mesuré par les deux premiers thermocouples pendant les essais de taraudage 92
4.11 Synthèse des essais de perçage réalisés 96
4.12 Synthèse des essais de taraudage réalisés 97

Simulation des déformations d'une pièce automobile - Application industrielle du MQL 99
5.1 Déroulement de la gamme d'usinage simulée pour le carter de boite de vitesses 103
5.2 Ordonnancement des trois stratégies de perçage étudiées 104
5.3 Répartition des investissements pour la mise en place d'une nouvelle ligne de production de carters de boite de vitesses 111
5.4 Tableau des gains et des risques associés au passage d'une ligne de production en arrosage à une ligne en micro lubrification 112
5.5 Tableau comparatif de la consommation électrique de la machine en arrosage et en micro lubrification 114
5.6 Consommation d'énergie électrique associée à deux centrales de liquide de coupe de l'usine Renault de Cacia (Portugal) 116
5.7 Synthèse économique des gains et pertes sur les frais indirects de productions identifiés (en €/ carter) 116
5.8 Écart d'investissement entre un module d'usinage utilisant la technologie MQL et un module utilisant l'arrosage de liquide de coupe 117

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

1

Introduction générale

L'industrie automobile est de nos jours un secteur fortement concurrentiel : les demandes du client en terme de coût économique et de performances sont importantes. Ce secteur connait une course à l'innovation dans la conception produit mais aussi dans les procédés de fabrication afin d'améliorer son efficience industrielle. Une voie de travail possible est la diminution des coûts associés à l'usinage des pièces mécaniques.
Actuellement, la grande majorité des productions de pièces par usinage se fait avec utilisation de liquide de coupe. Celui-ci assure trois fonctions pendant l'usinage :

- **faciliter l'évacuation des copeaux :** à la fois à l'extérieur de la zone de travail de l'outil et vers une unité de collectage.
- **lubrifier les interfaces outil / pièce et outil / copeau :** afin de réduire l'usure de l'outil avec le temps, améliorer la qualité des surfaces usinées et réduire les échauffements de la pièce et de l'outil.
- **assurer une régulation et une stabilisation thermique :** on cherche à maîtriser les variations au cours du temps de la température de la machine, de l'outil mais aussi de la pièce afin notamment de limiter les dilatations de ces différents éléments.

L'utilisation des liquides de coupe en usinage représente de 7 à 17% (Figure 1.1) de la valeur de transformation d'une pièce dans l'industrie automobile [25, 30, 46, 53]. En particulier, nous verrons dans le dernier chapitre que, pour un carter de boite de vitesse aluminium, les coûts directs (hors main d'œuvre) de l'arrosage de liquide de coupe représentent quelques dizaines de centimes d'euro par pièce produite. Un gain économique de cet ordre constitue, dans une industrie de masse telle que l'automobile, une enjeu majeur. Les améliorations généralement apportées dans les lignes de fabrication permettent de réaliser des gains de quelques dixièmes de centimes à quelques centimes par pièce produites.

Ces mesures réalisées sur un site de production grande série ont également permis de mettre en évidence l'intérêt environnemental de la suppression des liquides de coupe. En effet, l'usinage de ce type de pièce consomme près de 1.5 litres de liquide de coupe (mélange à 7% d'huile et d'eau) par évaporation, résidu sur pièce ou fuite (Figure 1.1). De plus, les huiles utilisées posent également des problèmes environnementaux (recyclage, entretien pendant leur cycle de vie...) mais aussi sanitaires (atteintes cutanées pour les opérateurs manipulant ces liquides de coupe par exemple). Enfin, le cadre réglementaire est de plus en plus contraignant concernant l'utilisation des liquides de coupe en usinage

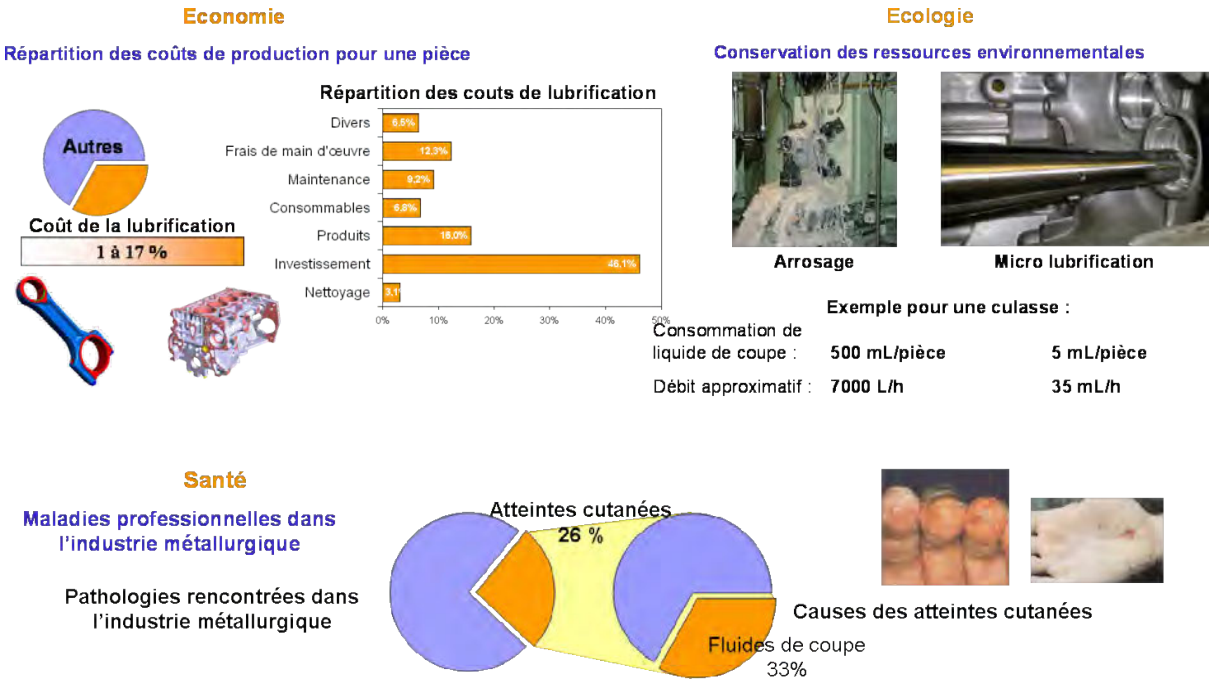


FIGURE 1.1 – Enjeux associés à la réduction de l'utilisation des fluides de coupe en usinage [55]

(directives REACH [1] de l'Union Européenne, normes environnemtales ISO 14001...).

Ces trois aspects poussent les industriels à réduire leur utilisation de liquide de coupe en usinage. Pour cela ils développent l'usage de la microlubrification (ou Minimum Quantity Lubrication, MQL en anglais). Cette technique consiste à pulvériser dans la zone de travail de l'outil, et uniquement lorsque cela est nécessaire, un brouillard d'huile.

La suppression du liquide de coupe (ou la réduction de son utilisation) impose de comprendre les fonctions remplies précédemment par le liquide de coupe et de trouver lorsque cela est nécessaire des moyens de pallier à son absence. Le rôle de lubrification des interfaces entre l'outil et la pièce et entre l'outil et le copeau est encore assuré à condition que le brouillard air et huile soit distribué en « bonne quantité » et dans la zone utile. Ce rôle est toujours rempli en micro-lubrification à condition que les outils soient adaptés (afin de distribuer la quantité minimale d'huile dans les zones où cela est nécessaire) et que le débit d'huile soit suffisant. Le choix de cette huile doit également être mené en tenant compte de nouvelles contraintes (biodégradabilité, vieillissement, impact sanitaire [20] ...).

Le rôle d'évacuation des copeaux est à adapter du point de vue de la conception du centre d'usinage utilisé. Un centre d'usinage adapté à la micro-lubrification devra disposer d'une géométrie interne facilitant l'évacuation des copeaux vers une zone de collecte (suppression des recoins présentant des risques de rétention de copeaux, ajout d'un flux d'air pour aider la centralisation des copeaux, ...).

1. Registration, Evaluation, Authorization, Chemicals. Directive Européenne dont l'objectif est de permettre à l'Union Européenne de posséder une législation soucieuse de la santé et de l'environnement tout en respectant la compétitivité des entreprises.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

Les fonctions de lubrification et d'évacuation des copeaux sont des verrous technologiques associés à l'utilisation de la microlubrification. Elles imposent de concevoir le centre d'usinage et les outils en intégrant de nouvelles contraintes. Ces éléments seront précisés dans le premier chapitre mais ne sont pas centraux dans le présent travail.

La suppression du liquide de coupe impose également de s'assurer de la régulation et de la stabilisation thermique de la pièce afin de garantir sa conformité géométrique et dimensionnelle. Deux problèmes sont donc à étudier : le premier concerne l'impact de la température de chargement de la pièce dans le centre d'usinage sur la géométrie produite, le second est lié à l'échauffement de la pièce pendant sa fabrication.

Usiner une pièce à une température différente de la température de référence (généralement 20°C) peut entrainer la production de pièces non conformes. En effet, lors de l'usinage de pièces précises, la dilatation de la pièce sous l'effet de sa température peut être du même ordre de grandeur que la tolérance de fabrication. Il est donc nécessaire d'être capable d'estimer l'effet de la température de chargement de la pièce sur la géométrie produite et de proposer des méthodes permettant de prendre en compte cette température.

Pendant son usinage, la pièce est échauffée par les phénomènes associés à la formation du copeau et subie des échanges avec son milieu environnant. Ces échauffements sont locaux et fortement liés au couple outil - matière en présence. Ils peuvent conduire à l'apparition de défauts géométriques et / ou dimensionnels sur les pièces.

L'objectif de cette thèse est d'étudier les phénomènes de dispersion des côtes dus à l'échauffement de la pièce pendant son usinage. Nous souhaitons montrer que la connaissance des flux de chaleur liés à l'usinage permet de prédire rapidement les déformations de la pièce. L'estimation de ces déformations permettra d'évaluer lors de la conception des gammes d'usinage l'impact de l'absence de liquide de coupe sur la géométrie usinée.

Après cette introduction, le chapitre 2 de la thèse sera consacré d'une part à réaliser un état de l'art industriel concis concernant la micro lubrification en usinage. D'autre part, les aspects thermiques associés à la formation du copeau à la pointe de l'outil et les différentes modélisation (issues de la littérature) de ces phénomènes seront présentées. Nous nous intéresserons en particulier à la chaleur introduite dans la pièce par l'usinage et aux méthodes permettant d'estimer cette source de chaleur.

Le chapitre 3 reviendra en détail sur la formalisation de la problématique de la thèse à l'aide d'un exemple issu de l'industrie automobile (usinage à sec d'un disque de frein). Les ordres de grandeur des échauffements et des déformations ainsi que des tolérances de fabrication seront précisés. Nous présenterons ensuite le problème thermo mécanique à résoudre afin estimer les déformations de la pièce. Les conditions aux limites et les chargements (thermiques et mécaniques) de la pièce seront énoncés. La modélisation utilisée pour résoudre ce problème sera ensuite décrite.

Le chapitre 4 sera consacré à l'identification par une méthode inverse des sources de chaleur associés à des opérations d'usinage simples (fraisage, perçage et taraudage). Dans un premier temps, nous définirons les dispositifs expérimentaux puis nous calibrerons les simulations nécessaires à l'identification des flux de chaleur. Dans un deuxième temps, ce chapitre présentera les résultats des essais d'identification réalisés.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

Le chapitre 5 abordera la simulation des déformations d'une pièce en cours d'usinage en utilisant le modèle présenté dans le chapitre 3. Les sources identifiées dans le chapitre 4 nous permettront d'évaluer les déformations mécaniques d'un carter de boite de vitesses. Ces simulations seront utilisées afin d'illustrer l'importance de la prise en compte des aspects thermiques lors de la conception d'une gamme d'usinage en l'absence de liquide de coupe. Une méthode de compensation de la géométrie usinée en fonction de la température initiale de la pièce et / ou de son échauffement sera également présentée. Enfin une analyse de l'impact économique de la suppression des liquides de coupe sera conduite en distinguant les aspects liés à l'investissement d'une ligne de production des aspects liés à son fonctionnement. Cette analyse permettra d'identifier les scénarii industriels d'application de la technologie MQL.

Dans le dernier chapitre nous dresserons un bilan du travail réalisé et quelques perspectives d'étude seront énoncées.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

2

État de l'art industriel - Thermique de la coupe

Sommaire

2.1 Minimum Quantity Lubrication 20
2.1.1 Définition 20
2.1.2 Création du brouillard MQL 21
2.1.3 Huiles utilisées en MQL 22
2.1.4 Adaptations nécessaires à l'emploi de la technologie MQL . . . 24
2.1.5 Synthèse 28
2.2 Thermique de la coupe 29
2.2.1 Définition de la coupe orthogonale 29
2.2.2 Phénomènes thermomécaniques mis en jeu lors de l'usinage . . 30
2.2.3 Impact de la technologie MQL sur la thermique de la coupe . . 30
2.2.4 Puissance de coupe en usinage 31
2.2.5 Répartition de la puissance de coupe en usinage 32
2.2.6 Modélisation des sources volumiques et surfaciques de chaleur en usinage 34
2.2.7 Mesure de la température en usinage 41
2.2.8 Estimation du flux thermique entrant dans une pièce pendant son usinage 43
2.3 Conclusion 47

Le liquide de coupe assure trois fonctions en usinage : lubrification, évacuation des copeaux et stabilisation thermique. Sa suppression impose donc de trouver de nouvelles solutions pour assurer ces fonctions. Dans ce chapitre nous présenterons tout d'abord les développements technologiques spécifiques permettant d'assurer les deux premières fonctions malgré l'absence de liquide de coupe dans le centre d'usinage. Les mécanismes physiques (mécaniques et thermiques) associés à la formation du copeau à la pointe de l'outil seront ensuite décrits. Nous nous intéresserons en particulier aux méthodes existantes permettant d'évaluer la quantité de chaleur échauffant une pièce pendant son usinage.

2.1 Minimum Quantity Lubrication

2.1.1 Définition

Comme nous l'avons vu en introduction, la démarche MQL consiste à remplacer l'arrosage de liquide de coupe par la pulvérisation, dans la zone de coupe et uniquement lorsque cela est nécessaire, d'un brouillard d'air et d'huile. Cette technologie a été développée à partir des années 1990 en Allemagne sous l'impulsion du gouvernement [53]. Les premières applications dans l'industrie automobile datent du début 2000 [46, 37].

Le but de la démarche MQL est de réduire au strict de minimum la quantité d'huile nécessaire à la réalisation d'un usinage. Les débits d'huile utilisés sont généralement inférieurs à 50 mL / h. L'air est pulsé avec un débit de 150 L/min. En arrosage, conventionnel, la pièce est arrosée sous un débit d'environ 100 L/min.

	Alu		Acier		Fonte
	Alliages coulés	Alliages travaillés	Aciers fortement alliés	Aciers de décolletage, trempés ou durcis	De GG20 à GGG70
Perçage	MQL	MQL	MQL	MQL / Sec	MQL / Sec
Alésage	MQL	MQL	MQL	MQL	MQL
Taraudage	MQL	MQL	MQL	MQL	MQL
Taraudage par déformation	MQL	MQL	MQL	MQL	MQL
Perçage profond	MQL	MQL		MQL	MQL
Fraisage	MQL / Sec	Sec	Sec	Sec	Sec
Tournage	MQL / Sec	MQL / Sec	Sec	Sec	Sec
Taillage d'engrenage			Sec	Sec	Sec
Sciage	MQL	MQL	MQL	MQL	MQL
Brochage			MQL	Sec	Sec

TABLEAU 2.1 – Applications possibles de l'usinage à sec et de l'usinage MQL, d'après Weinert *et al.* [53]

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

Le tableau 2.1, proposé Weinert *et al.* [53], présente les applications possibles pour cette technologie. L'auteur distingue les usinages réalisables à sec des usinages réalisables avec MQL.

On remarque que le domaine d'application du MQL ou de l'usinage à sec est très vaste. De nombreuses études ont démontré la faisabilité de l'usinage MQL / sec sur différents matériaux, principalement pour les opérations d'usinage à arête de coupe définie. Ces études ont permis de démontrer que les outils de coupe disponibles actuellement permettent d'assurer la production de petites et de grandes séries de pièce. Cependant, il reste encore à travailler sur les fonctions de maintien en température et d'évacuation des copeaux assurées par le liquide de coupe.

2.1.2 Création du brouillard MQL

Il existe principalement deux systèmes permettant de créer le mélange air-huile. Ces deux systèmes se différencient par le lieu de production du mélange.

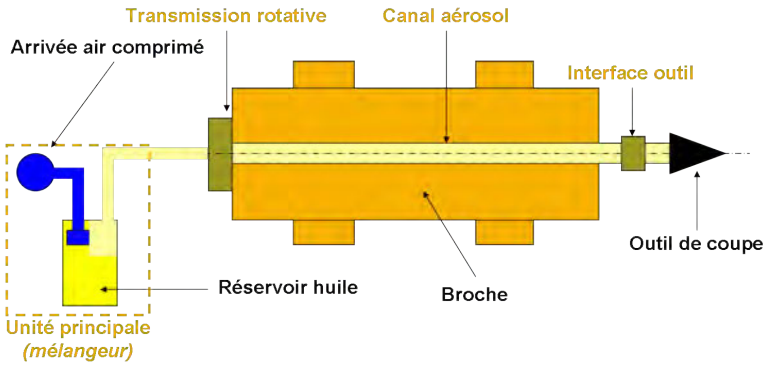


FIGURE 2.1 – Système MQL mono canal

Dans le premier système (mono canal), le mélange est fait à l'extérieur de la machine puis amené au niveau de la zone de coupe par un canal unique. Ce système est décrit sur la figure 2.1. Il présente l'avantage de pouvoir être facilement mis en place sur une machine non conçue (au départ) pour réaliser des usinages MQL. Cependant, ce type de système est assez peu réactif lors d'un changement d'outil à cause de la longueur des canaux séparant l'unité principale de l'outil de coupe. La mise en service du dispositif MQL n'entraine pas une distribution immédiate de brouillard à la pointe de l'outil.

Un autre système existe : le sytème bi-canal il permet de réaliser le mélange air / huile au plus près du corps de l'outil (figure 2.2). Ce type de système nécessite une modification de la broche mais offre un meilleur temps de réponse lors des changements d'outils.

Le tableau 2.2 présente les avantages et inconvénients des deux technologies permettant de réaliser le brouillard air huile. On notera que pour certaines applications (notamment lorsque la vitesse de rotation de la broche est supérieure à 15 000 tr/min) seul le système bi-canal permet d'assurer une distribution du brouillard air huile dans de bonnes conditions (c'est à dire en assurant une bonne homogénéité du mélange air huile en pointe d'outil).

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

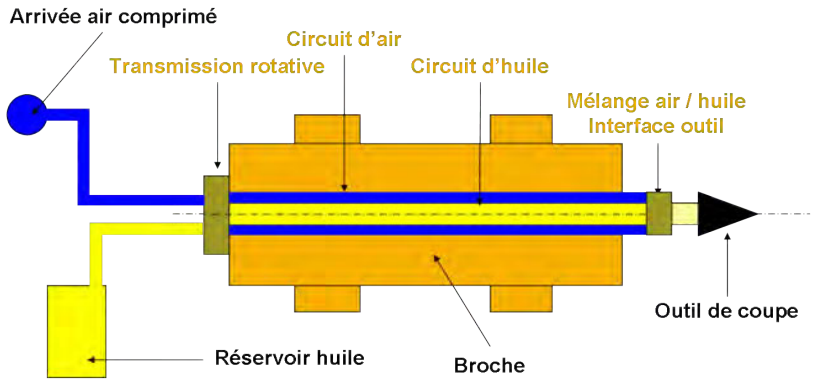


FIGURE 2.2 – Système MQL bi canal

2.1.3 Huiles utilisées en MQL

Le choix d'une huile de coupe en arrosage est guidé par son influence sur les performances de coupe. De nombreuses études ont été menées depuis une vingtaine d'années pour améliorer les performances des liquides de coupe et permettre de guider le choix du liquide en fonction de l'usinage à réaliser [3].

En MQL, d'autres critères doivent être pris en compte pour choisir le liquide de coupe : biodégradabilité, stabilité à l'oxydation de l'air... En effet, la diminution de consommation de liquide de coupe entraîne l'existence dans l'atelier de production de nombreux réservoirs de liquide (un par machine d'usinage) soumis à des conditions de stockage plus ou moins agressives : variations de température, de luminosité, temps...

Il existe deux principales familles d'huile de coupe utilisées en MQL : les esters synthétiques et les alcools gras. Le tableau 2.3 proposé par Weinert *et al.* [53] donne les principales propriétés ainsi que les principaux critères de choix de la famille d'huile à utiliser en fonction de l'application souhaitée.

Système mono canal	Système bi canal
- Rotation broche limitée à 16 000 tr/min	- Rotation broche jusqu'à 40 000 tr/min
- Influence de la vitesse de rotation de la broche sur la qualité du brouillard	- Pas d'influence de la rotation de la broche sur la qualité du brouillard
- Temps de réaction important	- Temps de réaction réduit : mélange créé proche de la géométrie de coupe
- Viscosité de l'huile < 50 mm^2/s préconisée	- Système indépendant de la viscosité de l'huile et de sa température
- Influence faible de la géométrie des canaux internes de l'outil	- Forte influence de la géométrie des canaux internes de l'outil
- Pression de l'air > 5 bar	- Pression de l'air > 4 bar

TABLEAU 2.2 – Avantages et inconvénients des systèmes MQL mono et bi canal

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

Esters Synthétiques	**Alcools Gras**
Huiles végétales modifiées chimiquement	Alcools à longues chaines fabriqués à partir d'huiles minérales ou de matières premières naturelles
Principales propriétés	
Bonne biodégradabilité Peu de risque de réaction à l'eau Non toxique	
- Point éclair élevé et faible viscosité	- Point éclair bas (comparativement) et forte viscosité
- Très bonnes propriétés lubrifiantes	- Propriétés lubrifiantes faibles
- Bonne résistance à la corrosion	
- Faibles propriétés caloriques	- Meilleures propriétés caloriques liées à l'évaporation
- Vaporisation avec résidus	- Peu de résidus
Application à la technique d'usinage si :	
- Réduction des frottements recherchée - Bonne qualité de surface demandée - Adhésion du copeau sur l'outil (arête rapportée) - Faibles vitesses de coupe - Lubrification des éléments de guidage	- Évacuation des calories recherchée

TABLEAU 2.3 – Caractéristiques des huiles de coupe utilisées en MQL [53]

À une même viscosité, les alcools gras ont un point éclair [1] plus faible que les esters synthétiques. L'évaporation des alcools a lieu à une température plus faible que celle des esters, par conséquent le pouvoir refroidissant des alcools sera meilleur. Les alcools possèdent par contre de moins bonnes propriétés lubrifiantes que les esters. Les alcools gras sont donc adaptés aux opérations d'usinage pour lesquelles on recherche une forte évacuation de la chaleur et peu de minimisation des frottements. Ces fluides seront donc particulièrement adaptés à l'usinage de fonte, pour lesquelles le graphite permet de réduire les frottements. Grâce à leurs bonnes propriétés d'évaporation, les alcools présentent l'avantage de permettre d'obtenir des pièces sèches, sans résidus d'huiles, en sortie de machine d'usinage.

Les esters synthétiques sont principalement utilisés lorsque l'opération d'usinage et le matériau imposent de réduire les frottements afin de minimiser la création de chaleur et l'adhésion du matériau de la pièce sur l'outil. Le perçage et le taraudage des aciers et alliages d'aluminium sont des opérations pour lesquelles l'utilisation d'ester est adaptée. Les esters synthétiques ont un point éclair et une température d'ébullition plus forte que

1. Température la plus basse à laquelle un corps combustible émet suffisamment de vapeurs pour former, avec l'air ambiant, un mélange gazeux qui s'enflamme sous l'effet d'une source d'énergie calorifique telle qu'une flamme pilote, mais pas suffisamment pour que la combustion s'entretienne d'elle-même (pour ceci, il faut atteindre le point d'inflammation)

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

les alcools. Par conséquent l'évaporation des résidus est plus difficile. En fin d'usinage, on retrouve sur la pièce une fine pellicule d'huile qui peut servir à protéger la pièce de la corrosion.

Tai *et al.* [48] ont comparé, pour des opérations de perçage, neuf huiles MQL. Ils mettent en évidence qu'une faible viscosité, une haute concentration en huile, des tailles de gouttelettes importantes et une bonne mouillabilité [2] permettent d'améliorer l'usinabilité du matériau.

2.1.4 Adaptations nécessaires à l'emploi de la technologie MQL

2.1.4.1 Modifications des outils de coupe

En dehors d'optimisations spécifiques, les outils de coupe utilisés en MQL sont semblables à ceux utilisés en usinage conventionnel. Les matériaux et revêtements restent généralement inchangés.

Ces optimisations ont pour but d'améliorer l'évacuation du copeau, de s'assurer de fournir le fluide MQL dans la zone utile et de permettre à l'outil d'encaisser la charge thermique de la coupe.



FIGURE 2.3 – Exemple d'un foret MQL et d'un foret arrosage

Afin de faciliter l'évacuation des copeaux, les géométries brises copeaux sont optimisées en pointe d'outil. Pour les outils réalisant des formes intérieures la géométrie d'évacuation des copeaux est modifiée pour palier l'absence de liquide de coupe. Par exemple, pour les forets et les tarauds on passe d'outils à goujures droites à des outils à goujures hélicoïdales. Ces goujures peuvent également être polies pour faciliter la remontée des copeaux et diminuer la création de chaleur par frottement. La figure 2.3 présente

2. Degré d'étalement d'un liquide sur un solide. On parle de mouillage total lorsque le liquide s'étale totalement, et de mouillage partiel lorsque le liquide forme une goutte sur le solide.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

deux forets destinés à réaliser le même usinage (perçage diamètre 8.5 dans un alliage d'aluminium) avec arrosage ou en microlubrification.

La fourniture du fluide MQL uniquement dans la zone de la coupe impose de travailler finement les canalisations permettant de guider l'huile depuis la broche vers la zone de travail. Pour cela la queue des outils a été modifiée pour permettre un passage sans risque d'heterogénéisation du mélange air huile entre l'outil et le porte outil ainsi qu'entre le porte outil et la broche d'usinage. Ces modifications font l'objet de la norme DIN-69090 [39, 40, 41] (Fig. 2.4).

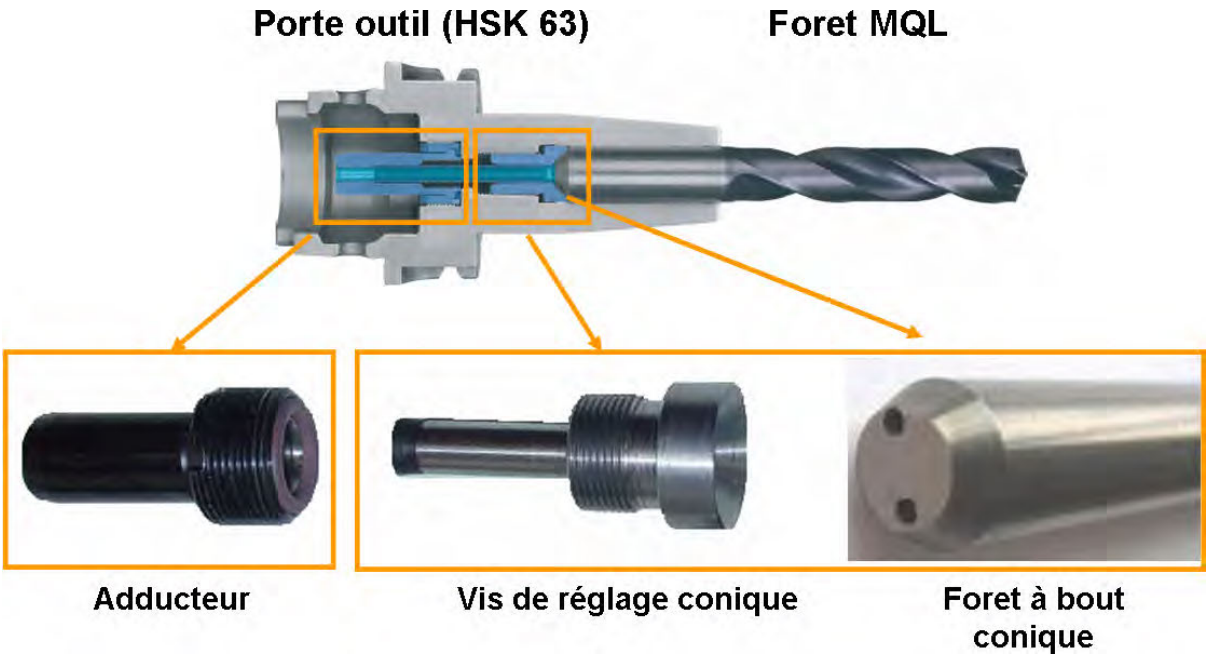


FIGURE 2.4 – Modifications de la géométrie du porte outil suivant DIN69090

Un grand soin doit également être apporté à la réalisation des canalisations internes à l'outil afin d'assurer un débit d'huile identique sur chacune des arêtes de coupe et éviter les risques de séparation du mélange air huile. Les fournisseurs outils suivent généralement les règles de conception suivantes :

- éviter toutes variations brusques de diamètre des canalisations,
- éviter les zones anguleuses pour limiter les risques d'hétérogénéité du brouillard,
- section des canaux d'entrée égale aux sections des canaux de sortie,
- pour les outils étagés, augmentation des diamètres des trous de sortie avec l'éloignement au porte outil.

Ces modifications ont principalement pour rôle de faciliter l'évacuation des copeaux et la bonne lubrification de l'arête de coupe, elles modifient peu les mécanismes de formation du copeau qui seront abordés dans la prochaine partie ce chapitre.

La qualité d'un usinage est directement liée au degré d'usure de l'outil. Cette usure met en jeu des phénomènes mécaniques (adhésion de matière, abrasion, déformations plastiques) et à des phénomènes physico chimiques (diffusion, oxydation). La suppression de l'utilisation de liquide de coupe entraine une modification de l'importance relative des phénomènes d'usure. En effet, l'absence de liquide de coupe entraine la diminution

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

des chocs thermiques subis par l'arrête de coupe (particulièrement pour les opérations d'usinage discontinues) et favorise ainsi une augmentation de la durée de vie des outils. Au contraire, les mécanismes d'oxydation de l'outil sont renforcés : le liquide de coupe ne permet plus de protéger l'outil de coupe de l'oxygène environnant et les outils travaillent à des températures plus élevées.

2.1.4.2 Modifications du centre d'usinage nécessaires au MQL

Concernant les centres d'usinage, la technologie MQL impose une reconception complète de l'évacuation des copeaux. En effet, lorsqu'une machine fonctionne en présence de liquide de coupe, les copeaux sont collectés et emmenés vers la zone de retraitement par ce liquide (débit de liquide utilisé : 15 à 30 m^3/h et par machine). En MQL, la géométrie de la zone d'usinage doit être pensée afin de faciliter le collectage des copeaux. Les machines MQL sont généralement pourvues d'un convoyeur à chaine qui permet de collecter les copeaux sous la zone d'usinage. Les parois de la zone d'usinage sont dessinées pour permettre aux copeaux de s'écouler naturellement vers la zone de collecte. En plus du travail sur l'inclinaison des parois, la présence de tôles peintes est déconseillée : l'usure de la peinture sous l'action mécanique des copeaux favorise leur accroche. L'utilisation de tôles nues en acier inoxydable est donc recommandée.

De la même manière l'évacuation des copeaux aux postes de chargement doit être prévue afin d'éviter les risques de présence de copeaux ou de poussière sur les appuis du montage d'usinage.

La solution proposée sur la figure 2.5 (d'après une documentation commerciale de la société Horkos) propose une solution pour faciliter le nettoyage du montage et de la pièce en fin d'usinage. Un dispositif de palletisation à axe vertical est utilisé sur la machine. En fin d'usinage, le transfert de la pièce du poste d'usinage au poste de chargement/déchargement permet de faciliter la chute des copeaux dans la zone de collectage. Cette solution présente cependant deux inconvénients majeurs : la masse embarquée sur le palettiseur et le volume nécessaire à sa rotation (augmentation de l'encombrement de la machine).

Pour éviter la présence de sources de chaleur locales dues à l'accumulation de copeaux chauds, une double paroi est parfois mise en place dans la cabine d'usinage. Cette solution a pour but d'éviter de transférer une partie des calories générées par la coupe vers le bâti du centre d'usinage.

En cas de présence d'accumulations de copeaux, des solutions de nettoyage automatisées ou manuelles peuvent être mises en place (aspiration, soufflage, brossage, ...). Cependant ces solutions sont généralement consommatrices de temps et donc handicapent la performance du centre d'usinage. On privilégiera les solutions permettant de sortir les copeaux du centre d'usinage (aspiration) à celles risquant de déplacer le problème (brossage, soufflage).

Il est également nécessaire de prévoir dans la zone d'usinage la présence d'un dispositif d'aspiration. Celui-ci assure deux rôles distincts :

- aspiration des fumées d'huile pour éviter les risques d'inflammation dans la cabine d'usinage,
- aspiration des poussières de métal en suspension dans l'air ambiant de la machine pour assurer de bonnes conditions de travail aux opérateurs et pour éviter de dé-

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

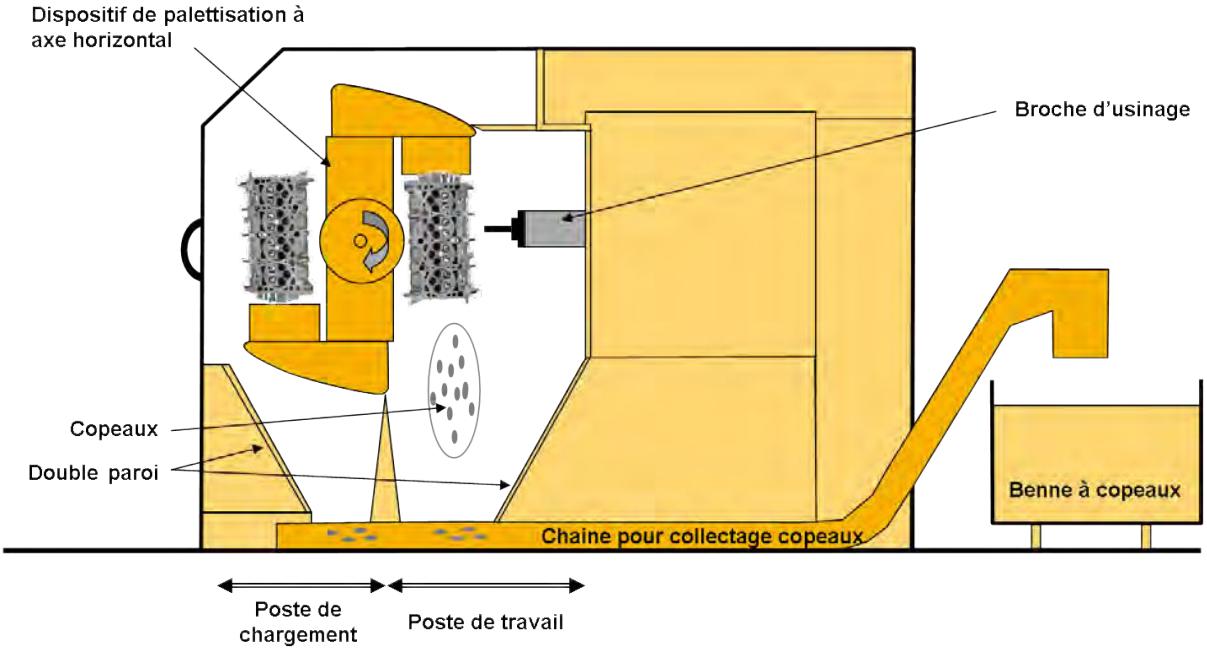


FIGURE 2.5 – Représentation schématique d'une machine adaptée pour l'usinage MQL

poser des poussières dans l'ensemble de la cabine d'usinage.

Sur la figure 2.5, un collectage des copeaux par benne individuelle (c'est à dire propre à chaque machine) a été représenté. Cette solution est particulièrement adaptée aux opérations d'usinage de finition c'est à dire pour lesquelles le volume de matière retiré est faible. Par contre, elle présente l'inconvénient de nécessiter un grand nombre de bennes dans l'atelier. Elle est donc consommatrice d'espace et peut impliquer de nombreux mouvements de bennes (coût de main d'œuvre associée important et problèmes de sécurité). Dans ce cas un dispositif de collectage des copeaux centralisé, par aspiration en sortie machine peut être envisagé.

2.1.4.3 Prise en compte des phénomènes thermiques

La géométrie produite en usinage dépend à la fois de la température de chargement de la pièce dans la machine et de son échauffement pendant le process. Différentes solutions ont été mises en place dans les lignes de production grande série de pièce à l'heure actuelle. Une première famille de solution cherche à stabiliser la température de la pièce lors de son chargement. Cette stabilisation est généralement assurée par des tunnels dans lesquels la pièce est mise en température par soufflage d'air comprimé ou par aspersion d'un liquide régulé en température. Une autre solution consiste à stabiliser en température l'ensemble de l'atelier de production.

Ces deux solutions sont fortement consommatrice d'énergie et permettent uniquement de réguler la température de la pièce lors de son chargement. Elles ne permettent pas de s'affranchir des problèmes de dilations causées par l'échauffement de la pièce dû à l'usinage.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

2.1.5 Synthèse

La démarche MQL ne remet pas en cause les phénomènes mécaniques et physiques liés à la coupe en pointe d'outil mais l'absence de liquide de coupe impose d'identifier l'ensemble des fonctions assurées par le liquide de coupe : lubrification, stabilisation thermique et évacuation des copeaux. La mise au point de l'usinage sur des séries courtes (quelques heures d'usinage) ne pose généralement pas problème : les développements actuels des outils de coupe et des systèmes MQL permettent de produire rapidement des séries de pièces consécutives à la qualité demandée. Au contraire, assurer la stabilité de la production dans le temps est plus complexe : elle impose de maîtriser deux points clés : la robustesse du process d'usinage et de la machine.

La robustesse du centre d'usinage est liée à une bonne évacuation des copeaux. Comme nous l'avons vu précédemment, la conception de la machine doit permettre d'assurer la propreté (absence de copeau et poussière) des surfaces fonctionnelles (appuis du montage d'usinage, nez de broche et porte-outil (copeau sur cône), éléments de guidage). Cette hygiène doit permettre de garantir la fiabilité du centre d'usinage sur le moyen et le long terme. Enfin, une évacuation naturelle des copeaux réduit le temps nécessaire au nettoyage du centre d'usinage et permet d'espacer ces interventions dans le temps.

La robustesse du process d'usinage passe à la fois par la maîtrise des outils et des conditions de coupe et par la maîtrise de la sensibilité de la pièce aux aspects thermiques.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

La formation du copeau fait intervenir des phénomènes complexes qui sont liés à la fois à l'opération d'usinage réalisée et au couple outil matière utilisé. Deux familles de méthodes sont utilisés afin de visualiser les mécanismes de formation du copeau en usinage :

- Les méthodes de visualisation et d'investigation métalographique des essais de coupe brusquement interrompue (quick-stop).
- Les procédés de micro-cinématographie qui permettent de visualiser de manière continue la formation du copeau.

Afin de simplifier la compréhension des phénomènes mis en jeu, les essais sont généralement réalisés dans une configuration particulière appelée coupe orthogonale.

Dans la prochaine partie, nous décrirons les phénomènes thermomécaniques mis en usinage. Nous nous appuierons sur la description de ces phénomènes afin de préciser les sources de chaleur mises en jeu et les méthodes d'estimation de la quantité de chaleur introduite dans la pièce par l'usinage.

2.2 Thermique de la coupe

2.2.1 Définition de la coupe orthogonale

Dans le cas de la coupe orthogonale, l'arête de coupe est perpendiculaire à la fois aux directions de coupe et d'avance. Cette configuration permet de se ramener à un problème à deux dimensions.

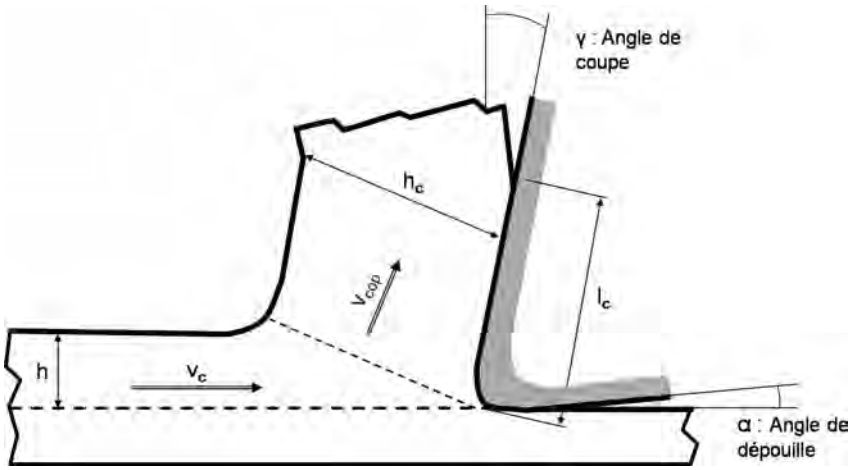


FIGURE 2.6 – Définitions des paramètres de la coupe orthogonale.

Dans cette configuration, l'outil est incliné d'un angle α par rapport à la verticale. Il se déplace à la vitesse v_c (vitesse de coupe). La quantité de matière enlevée est représentée par l'épaisseur de copeau non déformé h et la profondeur de passe a_p. Le copeau (d'épaisseur h_c) se déplace le long de la face de coupe de l'outil à la vitesse v_{cop} et quitte l'interface outil copeau en se courbant à la distance l_c de la pointe de l'outil (longueur de contact du copeau sur l'outil). La figure 2.6 présente ces différents paramètres.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

2.2.2 Phénomènes thermomécaniques mis en jeu lors de l'usinage

Lors d'une opération d'usinage, la création de chaleur est due à l'effet conjugué des phénomènes de frottement et de dissipation d'énergie dans les zones de déformation plastique de la matière. Les différentes zones de création de chaleur sont représentées sur la figure 2.7. On identifie cinq sources de chaleur :

- **Zone T1 :** Production de chaleur due à la déformation plastique dans la zone de cisaillement primaire. Cette zone de cisaillement s'étend de l'arête de coupe à la surface libre du copeau. Les fortes déformations présentes dans cette zone engendrent une élévation de la température due à la dissipation de l'énergie plastique (de l'ordre de quelques centaines de degré pour un acier).
- **Zone T2 :** Production de chaleur due au frottement du copeau sur l'outil. Ce frottement est responsable (entre autre) de l'usure en cratère de l'outil.
- **Zone T3 :** Production de chaleur due à la déformation plastique dans la zone de cisaillement secondaire.
- **Zone T4 :** Production de chaleur due à la déformation plastique dans la zone de cisaillement tertiaire.
- **Zone T5 :** Production de chaleur due au frottement de l'outil sur la pièce. Ce mécanisme provoque l'usure en dépouille de l'outil.

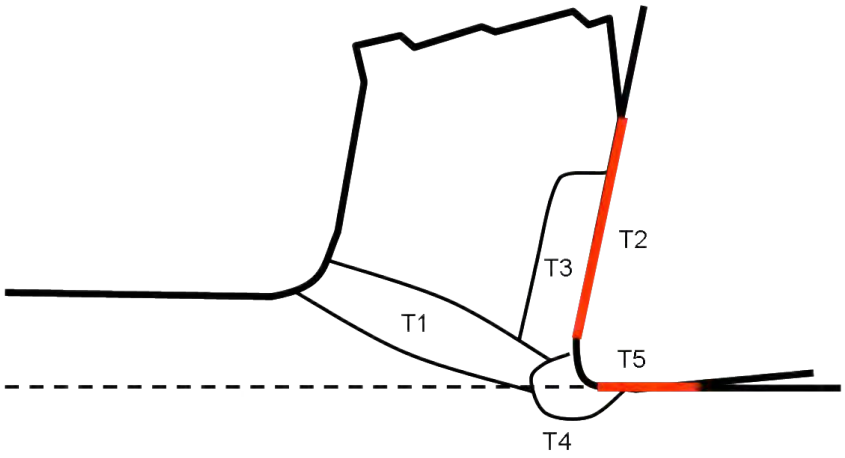


FIGURE 2.7 – Différentes zones de création de chaleur en usinage (d'après Kagnaya [23] et Battaglia et al. [2])

2.2.3 Impact de la technologie MQL sur la thermique de la coupe

En micro lubrification, un brouillard d'air et d'huile est distribué en pointe d'outil, sur l'arête de coupe. D'un point de vue thermique, ce brouillard a un effet à la fois préventif et curatif. La distribution d'huile dans les zones de frottement a pour but de réduire les frottements entre l'outil et le copeau ainsi qu'entre l'outil et la pièce. La présence de cette huile permet donc de réduire les échauffements en pointe d'outil (effet préventif). D'autre part, le soufflage d'air et l'évaporation de l'huile dans la zone de la coupe ont tendance à évacuer une partie des calories produites (effet curatif).

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

2.2.3.1 Refroidissement par soufflage d'air comprimé en pointe d'outil

Le soufflage en pointe d'outil d'air comprimé crée dans cette zone une convection forcée sur une surface réduite (de l'ordre d'une dizaine de mm^2), surface des orifices de sortie du brouillard d'air et d'huile). Le coefficient de convection pour du soufflage forcé d'air est de l'ordre de 200 W / (m^2.K), pour de l'air à 5 - 7 bars. Le flux de chaleur associé à ce soufflage est proportionnel au coefficient de convection, à la surface de soufflage et à la différence de température entre l'air et la surface.

$$Q = h \cdot S \cdot \Delta T$$

Pour un écart de 50 °C entre l'air et la surface soufflée et une surface de l'ordre de la dizaine de mm^2, ce flux de chaleur sera ainsi de quelques Watts. Il est donc négligeable comparé à la puissance mise en œuvre lors de la coupe (de l'ordre du kiloWatt comme nous le verrons dans la partie suivante).

2.2.3.2 Refroidissement par évaporation de l'huile

L'énergie de vaporisation (ou enthalpie de vaporisation) Δh_v représente la quantité d'énergie nécessaire à la transformation d'une quantité donnée de liquide en gaz, à pression constante. Comme nous l'avons vu en introduction, deux familles d'huiles sont utilisés en MQL : les esters synthétiques et les alcools gras. La famille des alcools gras dispose d'une énergie de vaporisation plus faible que la famille des esters synthétiques : de l'ordre de 200 à 300 J/mL.

On suppose que le débit d'huile en pointe d'outil est constant et que la totalité de l'huile s'évapore pendant la coupe. Cette évaporation crée un flux de chaleur Q_{evap}. Ce flux est proportionnel à l'énergie de vaporisation de l'huile utilisée et à son débit en pointe d'outil $\dot{V}$.

$$Q_{evap} = \Delta h_v \dot{V}$$

Pour un débit de 30 mL/h d'huile, le flux de chaleur associé sera de l'ordre de 1.5 à 2.5 Watts. Ce flux est négligeable comparée à la puissance mise en jeu lors de la coupe (de l'ordre du kiloWatt).

2.2.3.3 Synthèse

L'énergie consommée par l'évaporation de l'huile et le soufflage d'air en pointe d'outil ne permettent pas de réduire de manière significative la température dans la zone de coupe. Par la suite nous négligerons l'énergie dissipée par la micro lubrification et ne considérerons que son rôle de limitation de l'échauffement. L'envoi d'huile en pointe d'outil permet de réduire le coefficient de frottement du matériau usinée sur l'outil. L'air joue le rôle de transporteur d'huile tout en facilitant l'évacuation des copeaux par effet mécanique.

2.2.4 Puissance de coupe en usinage

La puissance de coupe est un facteur important à déterminer en usinage car elle permet de choisir une machine de puissance adaptée à l'usinage que l'on souhaite réaliser et de

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

rechercher les conditions de coupe qui permettent d'utiliser au mieux la puissance de la machine pour assurer le meilleur débit, en tenant compte de la résistance mécanique de l'outil. L'énergie injectée au système est en partie dissipée sous forme de chaleur comme nous le verrons dans le prochain paragraphe. C'est un paramètre important pour estimer l'échauffement de la pièce.

La puissance de coupe P_c (W) représente la puissance fournie à l'outil par la broche d'usinage pour réaliser un usinage. Elle s'exprime comme le produit du couple C (Nm) par la vitesse angulaire de l'outil ω (rd/s).

$$P_c = C \cdot \omega$$

La puissance de coupe peut être estimée à partir des conditions de coupe. Le modèle utilisé dépend de l'opération d'usinage. En fraisage, on exprime la puissance de coupe en fonction de la profondeur de passe a_p (mm), de l'engagement radial de l'outil a_e (mm), de la vitesse d'avance v_f (mm/min) et d'un coefficient appelé puissance spécifique de coupe W_c (W/mm^3/min).

$$P_c = W_c \cdot a_p \cdot a_e \cdot v_f$$

Pour le perçage, la puissance de coupe est proportionnelle au diamètre percé d (mm), à l'avance par dent f_z (mm) , au coefficient spécifique de coupe k_c (N/mm^2)et à la vitesse de coupe v_c (m/s).

$$P_c = k_c \cdot f_z \cdot \frac{d}{2} \cdot v_c$$

En taraudage, le calcul de la puissance de coupe fait intervenir le pas du taraud p (mm), son diamètre nominal d (m), et la vitesse de rotation de l'outil N (rd/s).

$$P_c = k_c \cdot p^2 \cdot d \cdot N$$

Pour un alliage d'aluminium de type AS9U3 (alliage de carter de boite de vitesses), le coefficient spécifique de coupe est de l'ordre de 400 à 600 N/mm^2 en perçage, de l'ordre de 150 à 250 N/mm^2 en taraudage et la puissance spécifique de coupe de l'ordre de 15 à 17 W/(cm3/min). Ces formulations de la puissance de coupe seront utilisés dans le chapitre 4 pour nous permettre d'identifier à partir de mesure de la puissance électrique consommée à la broche la puissance spécifique de coupe associée à l'alliage d'aluminium étudié.

Des ordres de grandeur de puissance de coupe en fraisage, perçage et taraudage pour les couples outil-matière utilisés dans le cadre de la thèse sont disponibles au chapitre 4 (pages 85, 96 et 97).

2.2.5 Répartition de la puissance de coupe en usinage

La puissance de coupe est dissipée principalement sous forme de chaleur dans les différentes zones de formation du copeau. Cette chaleur se répartit entre la pièce, le

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

copeau et l'outil. Afin de bien comprendre les phénomènes thermiques mis en jeu au cours d'un usinage il est donc non seulement nécessaire d'être capable de quantifier la chaleur produite mais aussi de prédire sa répartition (pièce, outil, copeau). En effet, le flux de chaleur dirigé vers l'outil va influer sur son usure, tandis que le flux de chaleur entrant dans la pièce doit être maîtrisé afin de garantir les propriétés géométriques et dimensionnelles de la pièce usinée.

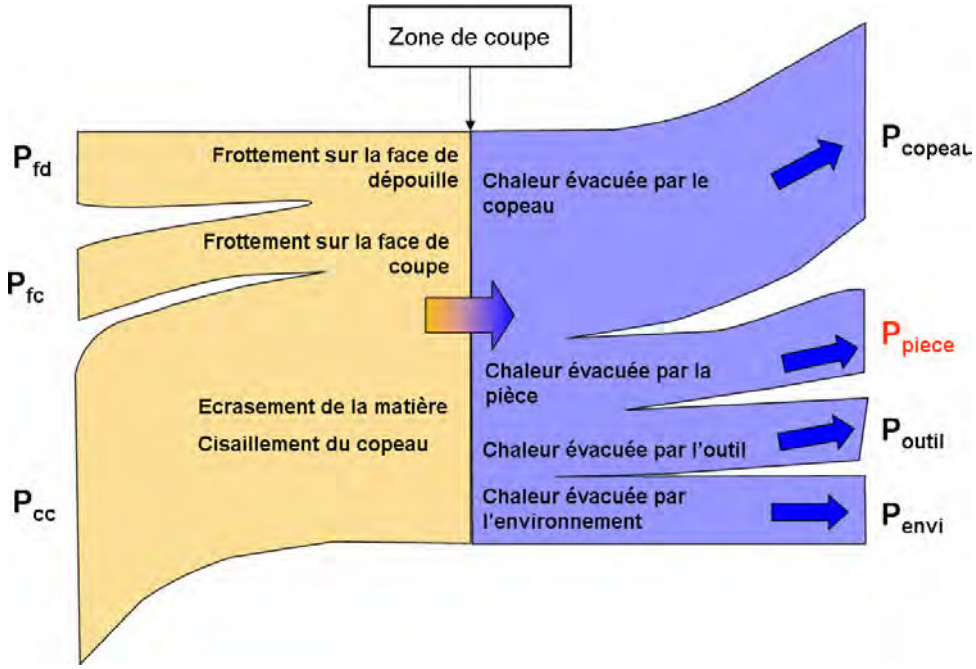


FIGURE 2.8 – Répartition des flux de chaleur dans la zone de coupe d'après M. Balazinski [1]

La figure 2.8 présente de manière macroscopique la répartition des sources et des dissipations de chaleur dans la zone de coupe. On distingue trois sources de chaleur : P_{fc}, le frottement sur la face en dépouille de l'outil, P_{fc}, le frottement du copeau sur la face de coupe et P_{cc}, la source due au cisaillement de la matière. La chaleur créée par l'usinage dans la zone de la coupe se répartit ensuite entre le copeau (P_{copeau}) , la pièce (P_{piece}), l'outil (P_{outil}) et l'environnement (P_{envi}).

De nombreux auteurs ont travaillé sur la quantification des sources de chaleur en usinage et sur la répartition de cette chaleur entre la pièce, le copeau, l'outil et l'environnement [26]. Dans le cadre de ce mémoire, nous nous intéressons en particulier à la part de l'énergie de coupe introduite dans la pièce sous forme de chaleur (notée P_{piece}). Le tableau 2.4 proposé par Fleischer *et al.* [11] présente des ordres de grandeurs (issus de la littérature) de la répartition de la chaleur produite en usinage pour des opérations de perçage, tournage et fraisage (en supposant que l'énergie de coupe est entièrement transformée en chaleur pendant la coupe). Le tableau 2.4 montre que la part de l'énergie de coupe échauffant la pièce est fortement dépendante des conditions de coupe et du couple outil - matière mis en jeu. Par exemple en fraisage de 1,3% à 25 % de l'énergie de coupe est transmise à la pièce sous forme de chaleur.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

	Perçage	Tournage	Fraisage
Outil	5 - 15 %	2,1 - 18 %	5,3 - 10 %
Pièce	10 - 35 %	1,1 - 20 %	1,3 - 25 %
Copeau	55 - 75 %	74,6 - 96,3 %	65 - 74,6 %

TABLEAU 2.4 – Répartition de l'énergie nécessaire à la coupe, d'après Fleischer *et al.* [11]

Les intervales donnés sur le tableau 2.4 sont larges et ne permettent pas d'estimer rapidement et simplement la quantité de chaleur importée dans une pièce pendant son usinage. Cette quantité d'énergie dépend de nombreux paramètres (couple outil matière, conditions de coupe, ...).

Afin d'affiner ces ordres de grandeurs, deux approches différentes peuvent être distinguées. La première approche repose sur la modélisation des phénomènes physiques et la résolution du problème thermo mécanique par des méthodes analytiques (Komanduri et Hou [27, 28, 28], Chou et Song [8], Grzesik [13, 12], Grzesik et Nieslony [14], Moufki *et al.* [38] Sutter et Ranc [47], ...) ou numériques (Boothroy [4], Mabrouki et Rigal [35], Nouari et Molinari [42], Majumdar *et al.* [36], ...).

D'autres auteurs (Fleischer [11], Pabst [43], Richardson [45]) ont choisi une approche basée sur la mesure directe de la température dans la zone de coupe. Ces auteurs cherchent à l'aide d'une mesure de la température à identifier les flux de chaleur.

Dans les parties suivantes, nous nous intéresserons tout d'abord à modéliser les deux principales sources de chaleur en usinage (cisaillement de la matière dans la zone de cisaillement primaire et frottement du copeau sur l'outil). Nous présenterons ensuite différentes méthodes de mesure de la température en usinage puis nous comparerons les principales modélisations des sources de chaleur en usinage utilisés dans la littérature. Une dernière partie traitera des méthodes d'estimation du flux thermique dirigé vers la pièce.

2.2.6 Modélisation des sources volumiques et surfaciques de chaleur en usinage

2.2.6.1 Modélisation des sources de chaleur et des températures engendrées dans la zone de cisaillement primaire

Équation de la chaleur :

Le cisaillement de la matière lors de la formation du copeau provoque un échauffement de la zone de coupe. Le bilan thermique local est donné par la relation ci-dessous. Les conditions aux limites seront précisées par la suite.

$$\beta.\sigma : \dot{\epsilon}_p = \rho.c.\frac{dT}{dt} - \lambda.\Delta T$$

Avec :

- β : coefficient de Taylor-Quinney [49]
- $P_{plas} = \sigma : \dot{\epsilon}_p$ la puissance massique dissipée par la déformation plastique (en $W.m^{-3}$),

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

- σ : le tenseur des contraintes
- ϵ_p : le tenseur des déformations plastiques
- ρ : la masse volumique du matériau usiné (en $kg.m^{-3}$),
- c : la capacité thermique ou chaleur spécifique du matériau usiné (en $J.kg^{-1}.K^{-1}$),
- λ : la conductivité thermique du matériau usiné (en $W.m^{-1}.K^{-1}$),
- ΔT : le laplacien de la température,
- $\frac{dT}{dt}$: la dérivée particulaire de la température.

Dans le membre de droite de l'égalité, le premier terme représente la variation temporelle de la température et le second terme la conduction thermique. Le membre de gauche de l'égalité représente la puissance massique dissipée lors de la déformation plastique du matériau usiné. On notera que cette source de chaleur est volumique contrairement aux sources associées aux zones de frottement.

L'estimation de la source de chaleur apportée par le cisaillement de la matière nécessite donc d'estimer le comportement du matériau usiné dans la zone de coupe.

Loi de comportement :

En usinage grande vitesse, les phénomènes mis en jeu lors de la formation du copeau sont très rapides (vitesse de déformation de 10^3 à 10^5 s^{-1}). Les lois de comportement traduisant ces phénomènes doivent donc prendre en compte la déformation ($\bar{\epsilon}$) mais aussi la vitesse de déformation ($\dot{\bar{\epsilon}}$). Elles doivent également intégrer la prise en compte de la température (T) du matériau usiné. De manière générale, ces lois se présentent donc sous la forme de la relation 2.1.

$$\sigma = \sigma(\bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}, T) \tag{2.1}$$

Avec :

- σ le tenseur des contraintes,
- $\bar{\epsilon}$ le tenseur des déformations plastiques,
- $\dot{\bar{\epsilon}}$ la vitesse de déformation plastique équivalente,
- T la température.

Différentes formulations de ces lois de comportement ont été proposés dans la littérature. La formulation la plus employée est celle proposée en 1983 par Johnson et Cook [21].

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

Avec :

- A, B, n, C et m des paramètres dépendant du matériau,
- $T_{ambiante}$ la température ambiante,
- T_{fusion} la température de fusion du matériau,
- $\dot{\bar{\epsilon}}_0$ une vitesse de déformation plastique choisie arbitrairement.

Le premier facteur de cette loi de comportement donne la dépendance de la limite élastique à la déformation plastique, le deuxième facteur traduit la sensibilité à la vitesse de déformation enfin le dernier facteur modélise l'adoucissement thermique du matériau

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

étudié. Les paramètres A, B, n, C et m (propres à chaque matériau) sont généralement identifiés par des essais de coupe orthogonale en tournage (OCT) ou par des essais réalisés sur barre de Hopkinson (SHPB). Le tableau 2.5 issu des travaux de Ozel et Zeren [54] présente quelques coefficients déterminés par différents auteurs. On notera que la méthode d'identification des paramètres influe sur le résultat obtenu. Le choix de la vitesse de déformation plastique de référence $\dot{\epsilon_0}$ a une influence sur la détermination du coefficient C. Une vitesse de 1 s^{-1} est couramment utilisée mais ne fait cependant pas l'unanimité.

Materiau	Référence	A	B	n	C	m	Test
AISI 1045	Jaspers *et al.*, 2002 [19]	553.1	600.8	0.234	0.0134	1	SHPB
AA 6082-T6	Jaspers *et al.*, 2002 [19]	428.5	327.7	1.008	0.00747	1.31	SHPB
35NCD16	Tounsi *et al.*, 2002 [50]	848	474	0.288	0.0230	0.540	OCT
INOX316L	Tounsi *et al.*, 2002 [50]	514	514	0.508	0.0417	0.533	OCT
S300	Tounsi *et al.*, 2002 [50]	245	608	0.35	0.0836	0.144	OCT
S300	Hamann *et al.*, 1996 [16]	240	622	0.35	0.09	0.25	SHPB
S300 Si	Hamann *et al.*, 1996 [16]	227	722	0.40	0.123	0.20	SHPB
42CD4 U	Hamann *et al.*, 1996 [16]	598	768	0.209	0.0137	0.807	SHPB
42CD4 U	Tounsi *et al.*, 2002 [50]	589	755	0.198	0.0149	0.800	OCT
42CD4 Ca	Hamann *et al.*, 1996 [16]	560	762	0.255	0.0192	0.660	SHPB
Ti6Al4V	Meyer *et al.*, 2001 [22]	862.5	331.2	0.34	0.0120	0.8	SHPB
Ti6Al4V	Lee *et al.*, 1998 [32]	782.7	498.4	0.28	0.028	1.0	SHPB

TABLEAU 2.5 – Synthèse de paramètres de la loi de Johnson-Cook proposée par Ozel et Zeren [54].

Modélisation (hypothèses et conditions au limites) :

Dans le cas d'une déformation rapide, la conduction est négligeable devant la variation temporelle de la température. L'énergie plastique dissipée en chaleur provoque donc principalement une élévation de température de la pièce usinée et du copeau.

La figure 2.9, d'après Komanduri et Hou [27], présente un récapitulatif de différents modèles thermiques utilisés pour estimer la distribution de température dans la zone de cisaillement primaire. Le modèle proposé par Komanduri et Hou [27, 28, 29] est précisé sur la figure 2.10.

La plupart des modèles de la littérature séparent la matière présente de part et d'autre du plan de cisaillement en deux solides distincts. Seuls les modèles proposés par Trigger et Chao [51] et Hahn [15] modélisent le matériau présent de chaque coté du plan de cisaillement comme un solide unique. Les principales différences observables entre les modèles présentés sur les figures 2.9 et 2.10 sont la nature de la source de chaleur, l'estimation du coefficient de répartition des flux de chaleur, la direction de mouvement de la source de chaleur et les conditions aux limites utilisées.

Trigger et Chao [51] supposent que la surface usinée et la surface brute sont adiabatiques. Ils modélisent une source de chaleur fixe située sur le plan de cisaillement. Au contraire, Hahn [15] n'impose pas de condition au limite sur les surfaces brute et usinée

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

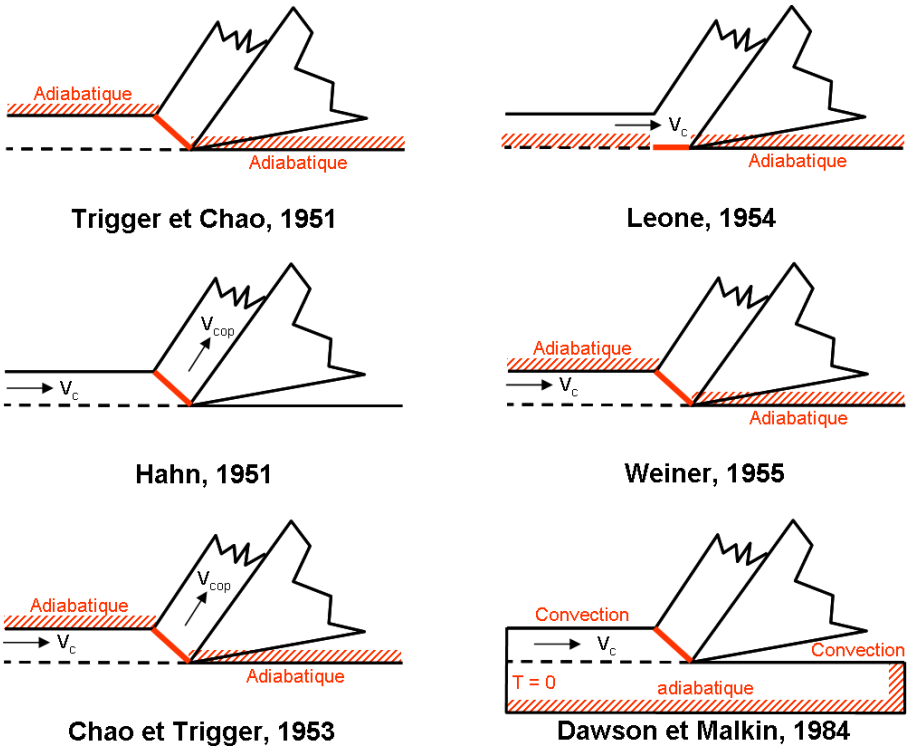


FIGURE 2.9 – Récapitulatif de différents modèles utilisés pour estimer la distribution de la température dans le copeau et dans la pièce, induite par la zone de cisaillement primaire. (d'après Komanduri et Hou [27].)

et suppose que la source de chaleur se déplace dans la direction de la coupe, à la vitesse de coupe, dans un milieu infini.

Chao et Trigger [7] ont étendu en 1953 le modèle proposé par Hahn en le combinant à leur modèle de 1951. Ils considèrent que la source de chaleur se déplace dans un milieu semi-infini et supposent que la température en tout point est doublée par rapport au milieu infini. Dans leur article, les auteurs ont mis en évidence que leur modèle à tendance à lisser la distribution des champs de température et ne permet donc pas rendre compte pleinement des échauffements dus au cisaillement de la matière.

Le modèle proposé par Leone [33] est proche du modèle de Chao et Trigger mais suppose que le plan de cisaillement est parallèle à la direction de la vitesse de coupe (ce qui revient à supposer l'angle de cisaillement nul). Ainsi il convertit la formation du copeau en un problème de glissement avec frottement. Leone utilise les travaux de Jaeger [18] sur les sources de chaleur mobiles et les répartitions de température en pointe d'outil afin de résoudre son problème thermique. Il suppose que la répartition de la chaleur générée est constante, et ne prends donc pas en compte l'effet du mouvement de la matière échauffée dans la pièce usinée vers le copeau. Cette modélisation a par conséquent tendance à surestimer l'échauffement du copeau et à sous estimer l'échauffement de la pièce usinée.

Weiner [52] suppose que la source de chaleur se déplace dans la direction du plan de cisaillement et à la vitesse de coupe dans un espace imaginaire. Weiner résout de manière analytique le problème ainsi posé. Sa résolution repose sur de nombreuses hypothèses ; notamment que les surfaces brutes et usinées sont adiabatiques et que la vitesse d'éva-

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

cuation du copeau est orthogonale au plan de cisaillement. Ces hypothèses devraient logiquement entrainer une sous estimation de l'échauffement des copeaux, contrairement aux résultats obtenus par l'auteur. Ses hypothèses ne permettent donc pas de rendre compte correctement des échauffements induits par le cisaillement primaire.

Dawson et Malkin [10] ont modifié le modèle de Weiner afin d'intégrer des échanges par convection sur les surfaces brutes et usinées. Les auteurs utilisent une méthode élément finis afin de déterminer la distribution de température dans le copeau et dans la pièce.

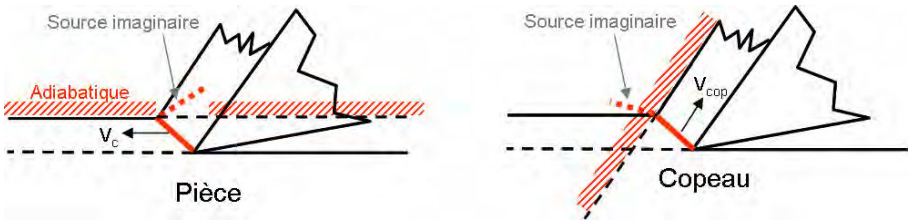


FIGURE 2.10 – Modélisation thermique de la zone de cisaillement primaire proposée par Komanduri et Hou [27].)

Komanduri et Hou [27, 28, 29] ont proposé un modèle basé sur les travaux de Hahn. Ils conduisent séparément une analyse des champs de température dans la pièce et dans le copeau avant de combiner les équations obtenues. Les auteurs supposent que la zone de cisaillement primaire est transportée pendant l'évacuation du copeau et que le plan de cisaillement est semi infini. Ce plan de cisaillement se déplace dans la direction de la coupe pour obtenir la répartition de chaleur dans la pièce usinée et dans la direction opposée au flux du copeau pour obtenir la distribution de chaleur dans le copeau. Komanduri et Hou ont confronté leur modèle à plusieurs exemples issus de la littérature. Ils ont montrés qu'à condition d'identifier les bons paramètres matériau et géométriques associés à la formation du copeau (angle de cisaillement, vitesse d'évacuation du copeau, ...), leur modèle permet de prédire l'échauffement de la pièce et de l'outil par le cisaillement de la matière.

2.2.6.2 Modélisation des sources de chaleur et des températures engendrées dans les zones de frottement (contact outil - pièce et outil - copeau)

Les surfaces de contact et les efforts mis en jeu dans le contact entre la pièce et l'outil sont faibles comparées aux surfaces et efforts entre l'outil et le copeau. La source de chaleur située à l'interface entre la pièce et l'outil est donc généralement intégrée directement dans la modélisation de la zone de cisaillement primaire. Dans cette partie nous décrirons donc uniquement quelques modélisations du contact à l'interface outil - copeau issues de la littérature scientifique.

Source de chaleur en frottement :

L'estimation de la chaleur dans ces deux zones est importante notamment car la température de l'outil a une influence forte sur sa durée de vie. La source de chaleur dans ces zones est surfacique, elle se situe à l'interface entre les deux matériaux en présence.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

La puissance P dissipée par frottement est proportionnelle à la vitesse relative $\vec{V}$ entre les deux solides en présence et à l'effort $\vec{F}$ imposé sur la surface de contact.

$$P = \vec{F}.\vec{V}$$

Afin d'estimer correctement la puissance dissipée par frottement au contact entre l'outil et le copeau il est donc nécessaire de connaitre la répartition de l'effort de contact du copeau sur l'outil ainsi que la vitesse de glissement du copeau sur l'outil.

Modélisation :

Un récapitulatif des différents types de distribution de contact à l'interface outil copeau a été réalisé par Raman *et al.* [44]. Les auteurs distinguent six modélisations différentes. Ces modèles varient d'un contact purement glissant à un contact purement collant, avec ou sans variation des contraintes. Dans chacun des cas, les efforts normal et tangentiel peuvent être calculés analytiquement. Le tableau 2.6 présente ce récapitulatif en précisant les hypothèses des modèles, et les expressions analytiques des forces normale (N) et tangentielles (T) de contact associées en fonction de la contrainte normale moyenne (σ_f), de la contrainte tangentielle moyenne (τ_f) de la longueur de contact (l_c) du copeau sur l'outil, de la largeur de contact (w_c) du copeau sur l'outil et de coefficients propres aux modèles (n).

Le cas (a) correspond au modèle de Merchant : on suppose que le glissement du copeau sur l'outil est parfait et qu'aucune forme d'usure n'apparait au cours de l'usinage. Les contraintes normales et les contraintes de cisaillement sont alors uniformes. Cette configuration n'est jamais rencontrée dans les différentes études expérimentales analysées dans la littérature.

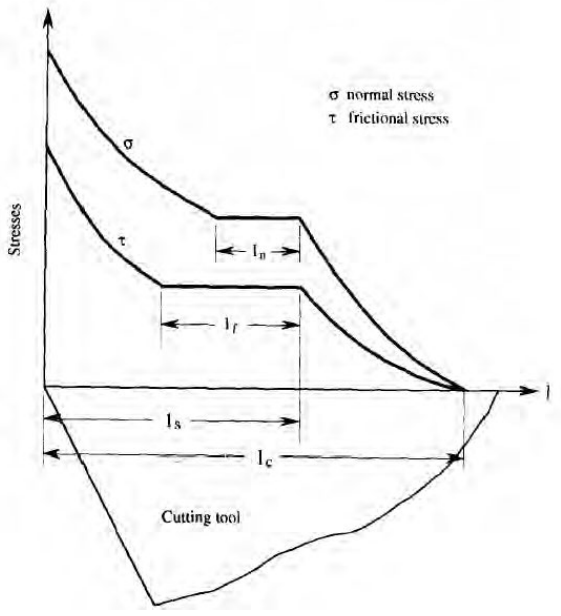


FIGURE 2.11 – Modèle de distribution de contraintes proposé par Lee *et al.* [31].

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

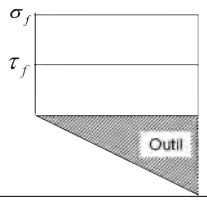
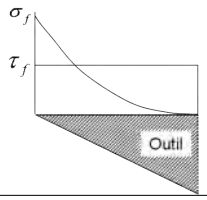
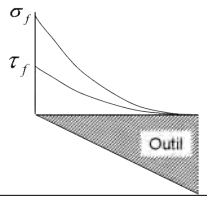
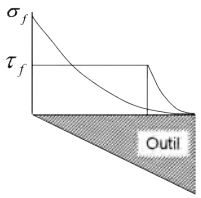
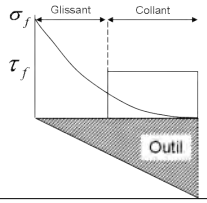
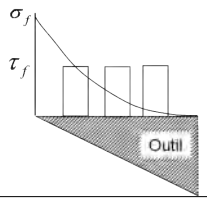
a	– Frottement glissant – Contraintes uniformes sur la face de coupe		– $N = w_c.l_c.\sigma_f$ – $T = w_c.l_c.\tau_f$
b	– Collage pur – Contraintes normales non uniformes – Contraintes tangentielles uniformes		– $N = \frac{w_c.l_c.\sigma_f}{1+n}$ – $T = w_c.l_c.\tau_f$
c	– Contraintes normales non uniformes – Contraintes tangentielles non uniformes		– $N = \frac{w_c.l_c.\sigma_f}{1+n}$ – $T = \frac{w_c.l_c.\tau_f}{1+n}$
d	– Collage près de l arête de coupe – Contraintes de cisaillement uniformes dans la zone de collage, varient comme une fonction puissance dans la zone glissante – Contraintes normales non uniformes sur toute la zone de contact		– $N = \frac{w_c.l_c.\sigma_f}{1+n}$ – $T = w_c.(l_s + \frac{l_f}{1+n}).\tau_f$
e	– Contraintes normales non uniformes – Contraintes tangentielles non uniformes		
f	– Contraintes normales non uniformes – Contraintes tangentielles non uniformes		

TABLEAU 2.6 – Récapitulatif des différentes distributions de contraintes à l'interface outil/copeau proposé par Raman *et al.* [44].

La figure 2.11 présente le modèle de distribution proposé par Lee *et al.* [31]. Les auteurs ont utilisés un dispositif de mesure original leur permettant de mesurer séparément la contrainte normale et la contrainte tangentielle au cours d'un usinage. Ils distinguent trois zones différentes sur l'interface de contact outil - copeau. Dans la première zone, située près de l'arête de coupe, les contraintes diminuent avec l'éloignement à l'arête de coupe. Dans la deuxième zone les contraintes sont uniformes. La troisième zone correspond au décollement du copeau de l'outil. Dans cette zone les contraintes sont de nouveau variables et l'allure des courbes est semblable à celle de la première zone.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

Plus récemment, Kilic et Raman [24] ont publié des travaux sur le contact outil - copeau dans le cas du tournage d'un alliage d'aluminium. Les auteurs concluent que lorsque la vitesse de coupe est suffisante (cas des applications industrielles), on observe à l'interface outil - copeau trois zones distinctes : une zone de collage du copeau sur l'outil, une zone de glissement et une seconde zone de collage (Figure 2.12). La première zone de collage du copeau sur l'outil est située près de l'arête de coupe. Cette zone apparaît à cause des fortes pressions de contact et des fortes températures rencontrées près de l'arête de coupe. L'augmentation de la vitesse de coupe a pour conséquence la réduction des efforts de coupe, et donc la diminution de la longueur de cette zone. Dans la zone de glissement du copeau sur l'outil, les lois classiques du frottement s'appliquent. Enfin, dans la seconde zone de collage, située à la fin de la zone de contact, les températures et les efforts rencontrés sont moins sévères que ceux rencontrés près de l'arête de coupe. Cette zone apparait après une zone de glissement entre l'outil et une surface du copeau nouvellement créée. Dans cette zone de frottement, le copeau a tendance à s'oxyder ce qui a pour conséquence de faire apparaître cette seconde zone de collage avant de séparer le copeau de l'outil.

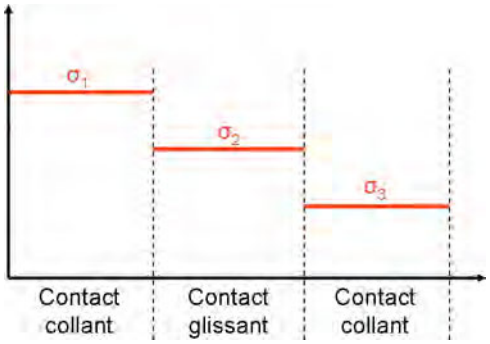


FIGURE 2.12 – Modèle de répartition des contraintes normales à l'interface de contact outil/copeau proposé par Kilic et Raman [24].

Les phénomènes thermo mécaniques mis en jeu lors de l'usinage sont complexes. Les modélisations présentées ci-dessus permettent de prendre en compte les effets thermiques associés à la zone de cisaillement primaire et au frottement du copeau sur l'outil. Au contraire, les sources de chaleur associés au frottement de l'outil sur la pièce et aux zones de cisaillement secondaire et tertiaire ne sont généralement pas prises en compte.

La mesure de l'échauffement de la pièce, du copeau et de l'outil est, par contre, quelque chose de relativement aisé à réaliser. Dans le paragraphe suivant quelques méthodes de mesure de la température en usinage seront présentées.

2.2.7 Mesure de la température en usinage

Différentes méthodes existent pour mesurer la température en cours d'usinage. Ces méthodes peuvent être classées suivant le procédé physique qu'elles mettent en œuvre (voir figure 2.13, d'après Hoppe [17]). Ces méthodes peuvent être adaptées pour la mesure de la température de la pièce, de l'outil et/ou du copeau.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

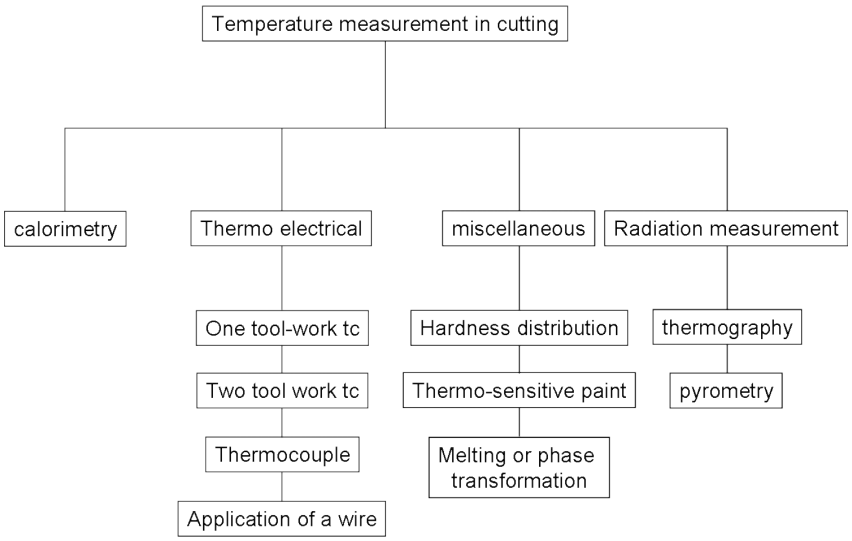


FIGURE 2.13 – Mesures thermiques en usinage (d'après S. Hoppe [17])

Une autre possibilité est de classer les méthodes de mesure de la température selon les trois groupes suivants :

- mesures avec contact,
- mesures sans contact,
- mesures à posteriori.

Davies *et al.* [9] ont réalisé en 2007 une synthèse des différentes méthodes de mesure de la température pendant l'usinage. En 2000, Komanduri et Hou [26] ont également réalisé une synthèse sur les méthodes de mesure de la chaleur et de la température pendant un usinage. Nous ne présenterons qu'une revue succincte de ces méthodes de mesure, pour plus de détails on se rapportera à ces travaux.

2.2.7.1 Mesures avec contact

Les mesures avec contact reposent principalement sur le principe des thermocouples. Elles se divisent en deux catégories : les mesures utilisant un ou plusieurs thermocouples placés dans la pièce et les mesures utilisant le coupe outil - matériau usiné comme thermocouple.

Dans le cas de mesures réalisées avec des thermocouples placés dans l'outil, on cherche à placer ceux-ci au plus près de la zone étudiée.

En utilisant directement le couple outil - matériau usiné, on utilise le couple naturel formé par la pièce et l'outil lorsque tout deux sont conducteurs électriques. Cette méthode permet de connaître la température moyenne à l'interface outil - matériau usiné. Cette température mesurée peut être entachée d'une erreur de mesure due à la présence d'une résistance thermique de contact liée au contact glissant à l'interface du thermocouple.

2.2.7.2 Mesures sans contact

Les mesures sans contact sont principalement basées sur la thermographie infrarouge (photos sur papier sensible ou caméra infrarouge). Ces méthodes possèdent certains incon-

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

vénients. Premièrement, la nature métallique des matériaux utilisés conduits à de fortes réflexions sur toutes les surfaces, qui peuvent perturber les mesures. De plus, l'émissivité des surfaces visées peut aussi être un inconvénient. La mesure de température par thermographie infrarouge ne peut donc être utilisée que pour des configurations d'usinage particulière (coupe orthogonale par exemple).

2.2.7.3 Mesures a posteriori

Les mesures a posteriori sont basées sur des principes différents : l'analyse microstructurale des surfaces produites et la modication des caractéristiques de produits thermosensibles.

Le principe des produits thermosensibles est de changer de couleur à un niveau de température connu et réglable avec la composition chimique du produit. Cette méthode permet ainsi de visualiser un isotherme d'une surface, avec une résolution de l'ordre du micron. Il est cependant très difficile d'obtenir une température moyenne sur l'interface de contact outil/copeau avec ce type de méthode car un produit correspond à une température uniquement.

L'analyse microstructurale des surfaces en contact est basée sur la connaissance des changements de phase de structures métallurgiques de l'outil ou du matériau usiné. Cette méthode permet de remonter de manière indirecte aux isothermes des surfaces. Ce type de méthode reste peu utilisé car sa précision repose sur une connaissance parfaite des corrélations thermo - structurales des matériaux étudiés.

2.2.8 Estimation du flux thermique entrant dans une pièce pendant son usinage

2.2.8.1 Introduction aux différentes méthodes d'estimation

La littérature propose deux types de méthodes pour identifier le flux de chaleur dirigé vers la pièce. Les premières (méthodes indirectes) sont basées sur l'estimation de la puissance nécessaire à la coupe et d'un coefficient de partage de l'énergie de coupe. Les secondes (méthodes directes) se basent sur l'identification du flux de chaleur comme une fonction directe des paramètres de coupe.

2.2.8.2 Méthodes indirectes

Le tableau 2.7 rassemble quelques formulations analytiques du coefficient de partage de l'énergie thermique entre la pièce et le copeau issus de la littérature. Le coefficient β_{pie} est le rapport entre l'énergie apportée à la pièce et l'énergie totale dissipée par la coupe sous forme de chaleur.

Dans les modèles les plus simples, le coefficient de partage de l'énergie thermique entre le copeau et la pièce est supposé constant (Trigger et Chao [51], 1951). Les modèles utilisés de nos jours tiennent compte des conditions de coupe, et des propriétés des matériaux de l'outil et de la pièce. Les modèles proposés par Komanduri et Hou et par Boootroyd

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

	Equations pour la détermination du coefficient de partage du flux thermique vers la pièce β_{pie}
Trigger et Chao [51]	$\beta_{pie} = 0,1$
Loewen et Shaw [34]	$\beta_{pie} = 1 - \left(1 + 1,328\sqrt{\frac{D\gamma}{h_c V_c}}\right)^{-1}$
Leone [33]	$\beta_{pie} = \left(1 + 1,13r/\sqrt{\frac{LV_c}{D}}\right)^{-1}$
Boothroyd [4]	$\beta_{pie} = 0,5 - 0,35\log\left(N_{th}\tan(\phi)\right)$ si $0,004 < N_t h\tan(\phi) < 10$ $\beta_{pie} = 0,5 - 0,15\log\left(N_{th}\tan(\phi)\right)$ si $10 < N_t h\tan(\phi)$
Komanduri et Hou [27]	$\beta_{app} = 1 - 0,6036 N_{th}^{-0,37101}$

TABLEAU 2.7 – Synthèse de différentes expressions des coefficients de partage du flux en usinage, d'après Komanduri et Hou [27]

s'expriment en fonction d'un paramètre adimensionnel N_{th}, appelé nombre thermique. Il est défini par :

$$N_{th} = \frac{\rho c V_c h}{\lambda}$$

Avec :
- ρ la masse volumique du matériau usiné,
- c la chaleur spécifique du matériau usiné,
- V_c la vitesse de coupe,
- h l'épaisseur de copeau non déformé,
- λ la conductivité thermique du matériau usiné.

Ce nombre thermique a été introduit par Boothroyd [4] pour déterminer le coefficient de partage du flux thermique à partir de mesures de la distribution de température et d'estimations du flux dans la pièce, dans le copeau et dans l'outil. Boothroyd a conduit ces essais pour différents matériaux et pour différentes conditions de coupe. Ces essais lui ont permis de tracer l'évolution du coefficient de partage en fonction du nombre $N_{th}\tan(\phi)$, avec ϕ l'angle de cisaillement. Le modèle proposé par Komanduri et Hou dépend quant à lui uniquement de la variable N_{th}. Le nombre thermique permet de prendre en compte les effets thermiques des conditions de coupe et des propriétés thermiques du matériau usiné.

La figure 2.14 présente l'évolution du coefficient de partage du flux dans la pièce en fonction de N_{th} pour le modèle de Komanduri et Hou (à gauche) et en fonction de $N_{th}\tan(\phi)$ pour le modèle de Boothroyd. Le point A correspond à l'usinage de l'acier SAE B1113 avec un outil en carbure d'angle de coupe 20 degrés, vitesse de coupe de 139 m/min, avance de 0,06 mm et profondeur de passe de 3,84mm. On remarque que le coefficient de partage du flux estimé par le modèle de Komanduri est légérement inférieur à celui estimé par le modèle de Boothroyd. Cette différence s'explique en partie par le fait que Komanduri et Hou supposent que la pièce et le copeau n'échangent pas de chaleur avec l'environnement. A faible vitesse de coupe, le modèle de Komanduri et Hou a donc

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

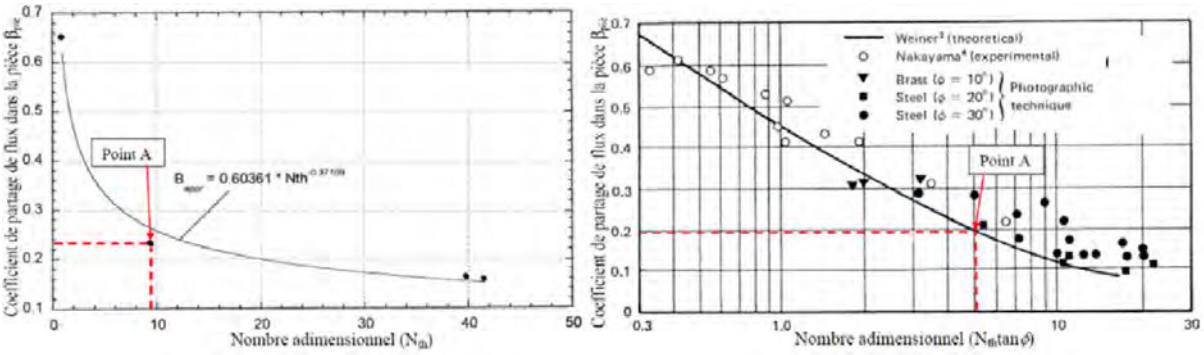


FIGURE 2.14 – Évolution du coefficient de partage de flux dans la pièce en fonction du nombre adimensionnel N_{th} pour le modèle de Komanduri et Hou (à gauche) et $N_{th}\tan(\phi)$ pour le modèle de Boothroyd (à droite).

tendance à sous évaluer le coefficient de partage du flux tandis qu'à grande vitesse de coupe, le coefficient est sur évalué.

Pour un couple outil / matière donné, le modèle de Komanduri et Hou ne dépend que du produit de la vitesse de coupe par l'épaisseur de copeau non déformé (c'est à dire la profondeur de passe). On remarque donc que pour les grandes vitesses de coupe, le coefficient de partage du flux varie peu. Les conditions de coupe (vitesse de coupe, avance et profondeur de passe) habituellement utilisées dans l'industrie automobile sont élevées (usinage réalisés à grandes vitesses pour minimiser les temps de réalisation des pièces). Les évolutions du coefficient de partage du flux seront donc faibles pour ces applications.

2.2.8.3 Méthodes directes

Fleischer *et al.* [11] ont étudié les flux de chaleur pour des opérations de perçage dans des fontes automobiles. Le flux de chaleur entrant dans la pièce est déterminé en utilisant

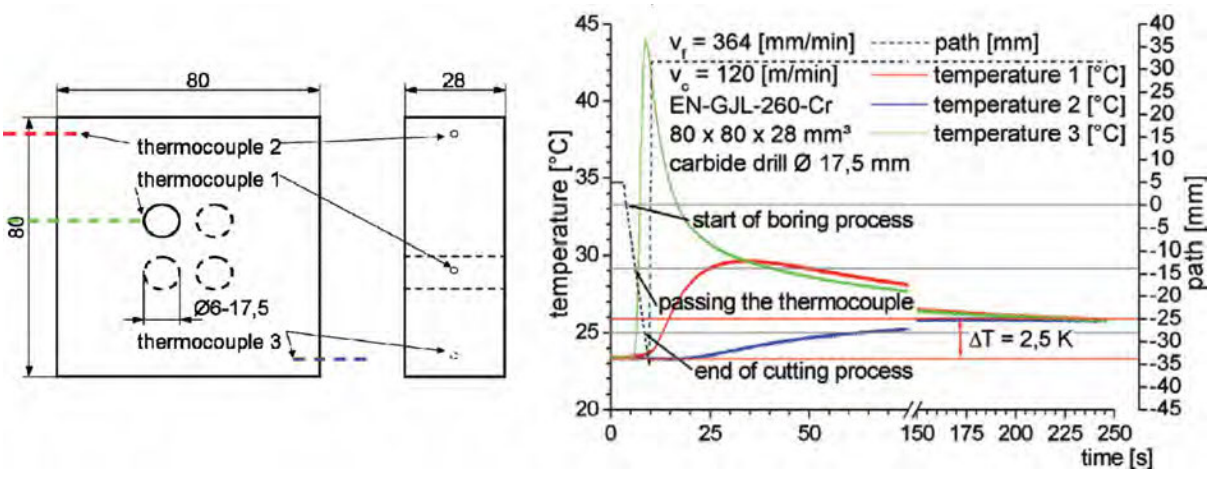


FIGURE 2.15 – Géométrie des pièces, implantation des thermocouples et exemples d'un essai proposé par Fleischer *et al.* [11]

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

la mesure de la quantité de chaleur introduite dans la pièce en fin d'usinage. Pour faciliter la mise en œuvre des codes de simulation thermo mécanique les auteurs ont choisis de s'intéresser à caractériser le flux surfacique de chaleur et non directement le flux.

Plusieurs thermocouples ont été disposés dans le bloc usiné (Figure 2.15). L'écart entre la température initiale de la pièce et sa température de stabilisation en fin d'usinage permet d'estimer la quantité de chaleur introduite dans la pièce ($\delta q = c \cdot m \cdot \delta t$). Les auteurs supposent que le flux est constant pendant toute la durée de l'usinage.

L'influence des paramètres de coupe (vitesse de coupe et avance par tour), du diamètre du foret et d'un changement de type de fonte usinée sont étudiés par les auteurs. Ils mettent en évidence que la température et donc le flux de chaleur présente une dépendance linéaire à la vitesse de coupe et exponentielle ou polynomiale d'ordre deux à l'avance par tour. Les résultats présentés ne permettent pas de mettre en évidence une sensibilité du flux de chaleur à la géométrie de l'outil. Enfin, le passage d'une fonte vermiculaire (EN-GJV-450) à une fonte à graphite lamellaire (EN-GJL-260-Cr) entraine une élévation du flux de chaleur. Cet aspect est à mettre en lien avec l'augmentation de la pression spécifique de coupe (et donc des efforts de coupe).

Vitesse de coupe	50 à 800 m/min	$m_{V_c} = 0{,}76$
Avance par dent	0,05 à 1 mm/dt	$m_{f_z} = -0{,}68$
Profondeur de passe	0,5 à 8,5 mm	$m_{a_p} = 0{,}21$
Engagement radial	1,0 à 30 mm	$m_{a_e} = -0{,}31$
Angle de coupe	10 à 20 °	$m_{\chi_r} = -0{,}14$
Rayon de bec de l'outil	0,8 à 4,0 mm	$m_{r_\epsilon} = 0{,}19$
		$A = 14\ 480$

TABLEAU 2.8 – Conditions de coupe et coefficients identifiés par Pabst pour une fonte EN-GJL-250 [43]

Pabst *et al.* [43] proposent une modélisation du flux de chaleur lors du fraisage en fonction des conditions de coupe utilisées (vitesse de coupe V_c, avance par tour f_z, profondeur de passe a_p et engagement radial de la fraise a_e), du matériau usiné (fonte à graphite vermiculaire EN-GJL-250), et de la géométrie de l'outil (rayon de bec r_ϵ et angle d'attaque χ_r). Tout comme Fleischer, Pabst s'intéresse à un flux surfacique, déterminé par la mesure de l'échauffement global de la pièce.

$$\dot{q}(f_z, V_c, a_p, a_e, r_\epsilon, \chi_r) = A.f_z^{m_{f_z}}.V_c^{m_{V_c}}.a_p^{m_{a_p}}.a_e^{m_{a_e}}.r_\epsilon^{m_{r_\epsilon}}.\chi_r^{-m_{\chi_r}}$$

Les conditions de coupe explorées et les paramètres identifiés par son modèle sont précisés sur le tableau 2.8.

La figure 2.16 présente la comparaison du flux de chaleur mesuré au flux de chaleur calculé en utilisant la modélisation ci-dessus. Les auteurs ont tracé en abscisse le flux de chaleur mesuré et en ordonnée le flux de chaleur calculé avec leur modèle pour différentes valeurs des paramètres du modèle. La droite rouge représente le cas ou les données expérimentales et calculées sont en parfait accord. Les lignes bleues correspondent à un écart de 20% entre les résultats mesurés et calculés. Cette figure illustre la bonne corrélation du modèle proposé aux mesures réalisées.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

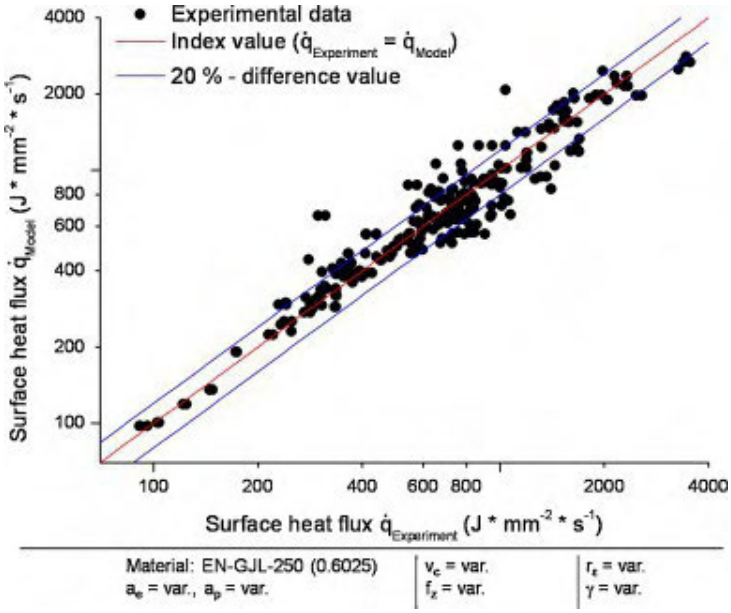


FIGURE 2.16 – Comparaison du modèle expérimental et du modèle mathématique proposé par Pabst *et al.* [43] pour une fonte à graphite vermiculaire EN-GJL-250

2.2.8.4 Synthèse

La méthode proposée par Fleischer [11] et Pabst [43] est peu précise. Les auteurs supposent en effet qu'au cours de l'usinage le flux de chaleur est constant et que les phénomènes de conduction et convection avec l'environnement sont peu influents sur l'échauffement de la pièce. L'hypothèse d'un flux constant pendant l'usinage parait raisonnable pour des opérations d'usinage discontinue (fraisage par exemple) mais peu réaliste pour une opération d'usinage continue (perçage, alésage, taraudage) pour laquelle l'arête de coupe est confinée dans la pièce usinée. De la même manière, l'identification de la quantité de chaleur introduite dans la pièce est réalisée par les deux auteurs plusieurs dizaines de secondes après la fin de l'usinage. Pendant sa stabilisation, la pièce échange de la chaleur avec son montage d'usinage par conduction et avec l'environnement par convection et rayonnement. L'estimation réalisée par ces auteurs a donc tendance à minimiser la quantité de chaleur réellement importée par l'usinage à la pièce.

2.3 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons décrit la technologie MQL et les principaux développements technologiques nécessaires à sa mise en œuvre en conditions industrielles (dispositif de création d'un brouillard d'air et d'huile, modifications des outils de coupe, modifications du centre d'usinage...). Comme nous l'avons vu en introduction, la principale difficulté de l'usinage MQL est liée aux échauffements locaux de la pièce causés par le passage de l'outil. Ces échauffements sont fortement dépendant des conditions d'usinage (couple outil - matière, conditions de coupe, usure outil...).

De nombreux auteurs ont cherché à estimer la quantité d'énergie apportée à la pièce

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

sous forme de chaleur pendant son usinage. Deux familles de méthodes ont été présentées. Les premières reposent sur une modélisation des mécanismes physiques en pointe d'outil et une résolution analytique ou numérique du problème thermo mécanique. Les secondes reposent sur une la mesure directe de l'échauffement de la pièce pendant l'usinage et l'identification par une méthode inverse du flux de chaleur associé à la coupe.

L'estimation des sources et flux de chaleur en usinage par une méthode indirecte nécessite une compréhension fine des phénomènes thermiques et mécaniques de la coupe. Ces mécanismes sont fortement couplés et dépendent de l'opération d'usinage, du couple outil - matière, des conditions de coupe, de l'état de l'outil (usure)... Les modélisations proposées dans la littérature reposent sur des hypothèses restrictives et l'identification de nombreux paramètres. La mise en œuvre de ces modèles est donc complexe et ne permet pas de prédire rapidement pour un nouveau couple outil matière et de nouvelles conditions de coupe la quantité de chaleur introduite dans la pièce pendant l'usinage.

Au contraire, les méthodes qui reposent sur une mesure directe de l'échauffement de la pièce permettent de s'affranchir de la compréhension de ces phénomènes en cherchant à estimer la source de chaleur en fonction des conditions de coupe et du couple outil - matière utilisé.

L'objectif de ce travail est de proposer un modèle simple et rapide à mettre en œuvre permettant d'identifier la source de chaleur apportée à la pièce pour des opérations d'usinage élémentaires. Ce modèle permet également d'estimer les déformations d'une pièce pendant l'ensemble du process. Nous avons donc choisi d'utiliser une méthode indirecte d'estimation du flux de chaleur. Cette méthode, inspirée des travaux de Fleischer et Pabst, permet de s'affranchir des échanges de la pièce avec son environnement. Elle sera présentée en détail au chapitre 4.

Concernant les mesures de température qui seront réalisées, il a été choisi une méthode de mesure directe par insertion de thermocouples dans la pièce usinée. Cette solution présente l'avantage de permettre de réaliser un suivi en continu de la pièce en cours d'usinage. Elle est par contre fortement sensible au positionnement du thermocouple dans la pièce et à l'écoulement de la chaleur dans le matériau usiné. Ces points seront abordés dans le chapitre 4. Nous verrons comment ils ont influencés la définition des pièces nécessaires à la mesure des flux de chaleur.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

3

Problématique

Sommaire

3.1 Problématique industrielle - Exemple de l'usinage à sec d'un disque de frein 50
3.2 Équilibre thermomécanique d'une pièce en cours d'usinage . 53
3.2.1 Définition des conditions aux limites 54
3.2.2 Problème thermomécanique à résoudre 55
3.3 Mise en œuvre des simulations 57
3.3.1 Imposition de la source de chaleur 57
3.3.2 Principe de génération du fichier de simulation et dépouillement des résultats 58
3.4 Identification de la source de chaleur due à la coupe 58
3.5 Bilan des paramètres des modèles 59
3.6 Retour sur la problématique et démarche de la thèse 59

Comme nous l'avons vu en introduction, une des fonctions assurée par le liquide de coupe est de mettre à température et de maintenir en température la pièce. Cette fonction permet de minimiser l'influence des déformations mécaniques de la pièce usinée liées à sa température.

Dans ce chapitre nous illustrerons la problématique de la thèse à l'aide d'un cas industriel. Cet exemple nous permettra de mettre en évidence l'influence de la température initiale et de l'échauffement sur la géométrie produite. Nous expliciterons ensuite le problème thermomécanique à résoudre afin d'étudier les déformations d'une pièce pendant l'usinage ainsi que les hypothèses du modèle de simulation utilisé afin de résoudre ce problème. Dans une dernière partie, nous reviendrons sur la problématique de la thèse et nous préciserons la démarche.

3.1 Problématique industrielle - Exemple de l'usinage à sec d'un disque de frein

Pour illustrer la problématique rencontrée industriellement nous avons choisi de présenter l'exemple d'un disque de frein (figure 3.2) dont l'usinage est impacté par des effets thermiques. Cet exemple a été traité indépendamment de la thèse : il s'agit d'un exemple type qui a été résolu, de manière empirique, par des techniciens de production. Cependant, une analyse détaillée de cette opération d'usinage montre l'intérêt de disposer d'un outil permettant de simuler les dilatations d'origine thermique d'une pièce en cours d'usinage.

Ce disque est usiné successivement sur trois machines différentes (deux machines de tournage grande vitesse à sec puis une machine de perçage sous lubrification). La ligne de fabrication présente un stock en entrée ainsi qu'un stock intermédiaire entre chaque machine d'usinage (figure 3.1).

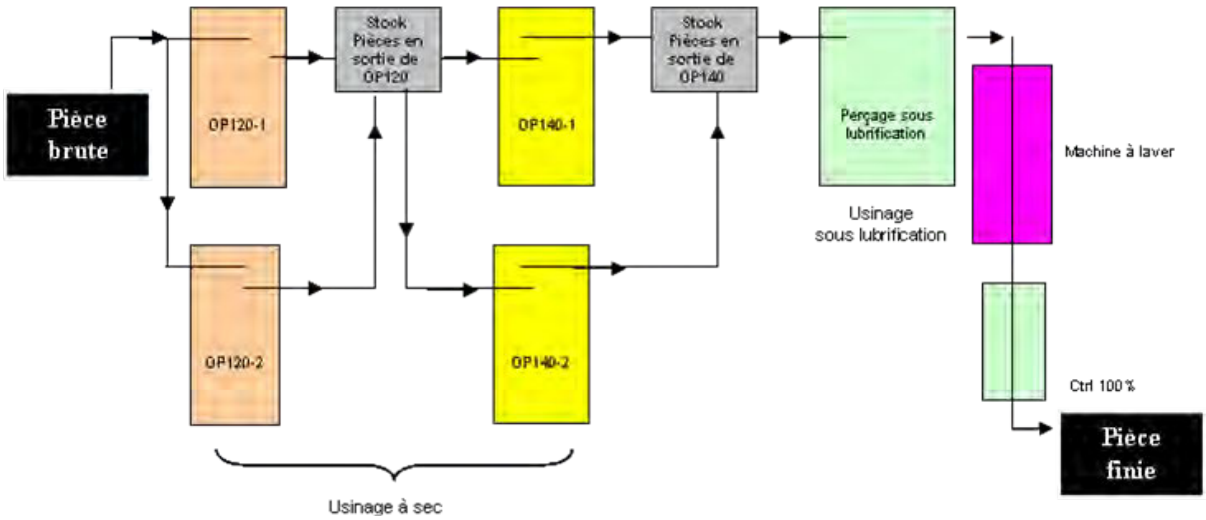


FIGURE 3.1 – Schema de la ligne d'usinage du disque de frein

On s'intéresse en particulier à la deuxième opération d'usinage (OP 140). Pendant cette opération, on réalise sur la pièce un alésage précis de diamètre D (de l'ordre de

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

60 mm) et de tolérance +/- 15 μm (cylindre 2, voir Figure 3.2). Cet alésage est utilisé pour le montage d'un roulement à billes. Il est nécessaire de garantir en fabrication une conicité négative pour favoriser le maintien en position du roulement dans son alésage. Bien que recherchée, cette conicité n'est pas indiquée au plan.

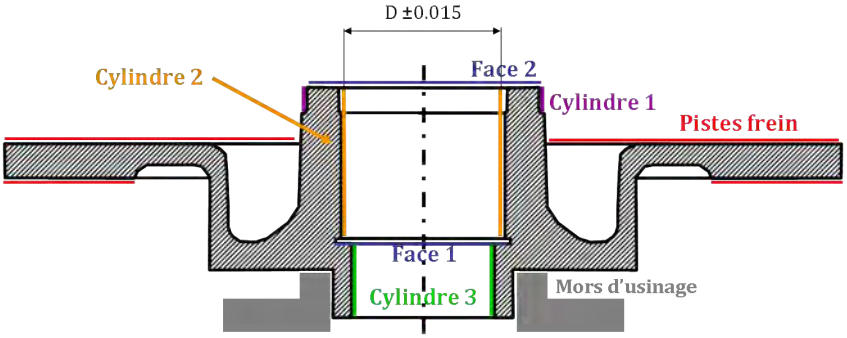


FIGURE 3.2 – Disque de frein étudié

La température des disques à l'entrée de la machine, juste avant l'opération 140, est inconnue et dépend de nombreux paramètres :

- température d'entrée de la pièce dans la ligne,
- température d'ambiance de l'atelier,
- temps d'attente de la pièce dans le stock intermédiaire (de quelques minutes si la ligne fonctionne en flux tendu à plusieurs heures en cas d'interruption de la ligne),
- apport de chaleur à la pièce pendant l'opération 120 (notamment fortement liée à l'usure des outils).

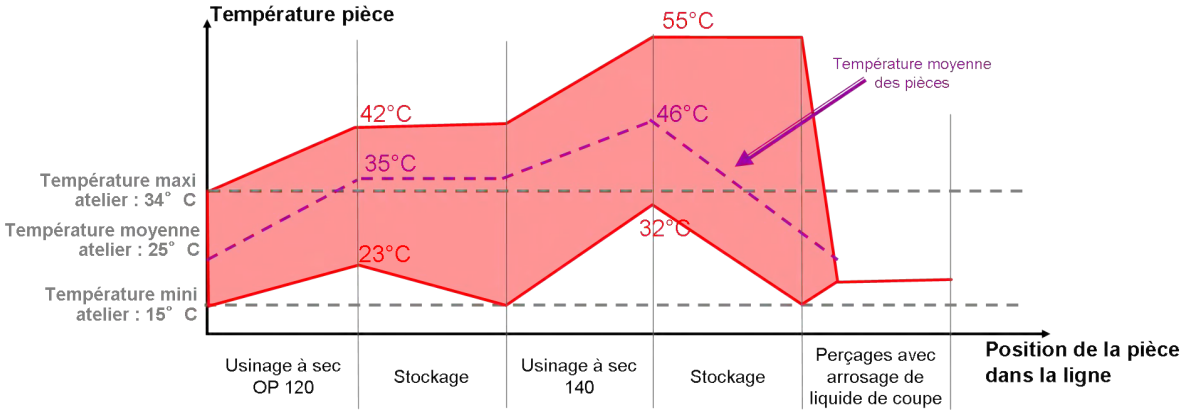


FIGURE 3.3 – Evolution de la température moyenne de la pièce pendant les différentes opérations d'usinage

La figure 3.3 présente les ordres de grandeurs des variations de température du disque de frein pendant son passage dans la ligne de fabrication. Au départ, la pièce est à la température de l'atelier, c'est à dire à une température comprise entre 15° et 40°C. Les deux premières opérations d'usinage (réalisées à sec) ont tendance à élever la température

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

Opération	Durée (s)
Finition de la face 2	0.752
	2.82
Ebauche Cylindre 2	3.063
	1.328
Finition cylindre 1	0.224
	3.044
1/2 finition cylindre 2	2.969
	1.625
Fintion des pistes de frein	7.256
	1.225
Finiton du cylindre 3	0.497
	4.903
Finition du cylindre 2	3.601
Total	33,311

TABLEAU 3.1 – Déroulé de gamme de l'opération 140

de la pièce de 10°C en moyenne. La durée d'attente de la pièce dans le stock dépend de l'engagement de la ligne : si la pièce attend peu dans le stock, alors elle n'a pas le temps de baisser en température. A l'inverse, si le temps d'attente de la pièce dans le stock est long, la pièce se stabilise à la température de l'atelier. En fin de ligne, l'opération de perçage sous arrosage conduit à une stabilisation de la pièce à une température de 22°C (température du liquide de coupe). Le tableau 3.1 précise la gamme d'usinage de ce disque de frein.
L'étude de l'usinage de cet alésage met en évidence deux soucis qualités :

1. la sensibilité du diamètre moyen usiné à la température initiale de la pièce,
2. une conicité de cet l'alésage.

Cette conicité semble en première approche liée à l'usure des outils réalisant les premières opérations de l'opération 140.

Le premier défaut de qualité a été résolu par l'implantation d'un capteur de mesure de la température à l'entrée de la pièce dans le centre d'usinage. Cette mesure de température permet de corriger la géométrie usinée en fonction des dilatations de la pièce.

La figure 3.4, qui illustre le second défaut de qualité, présente un résultats de mesure pour le cylindre 2. Le rapport de mesure montre que le diamètre en fond d'alésage (coté face 1) est plus petit de 5 μm environ que celui en sortie d'alésage (coté face 2). La conicité mesurée est de 7.3 millièmes de degré d'angle. Cet alésage est le dernier usinage réalisé pendant l'opération. Un suivi de la production a permis de mettre en évidence que cette conicité est due à l'échauffement de la pièce pendant l'opération 140. En effet, la conicité s'amplifie avec l'usure des outils (plus les outils sont usés et plus la part de chaleur introduite dans la pièce est importante).

Plusieurs solutions afin de réduire la sensibilité de la géométrie des pièces à l'échauffement ont été envisagées :

– modification des conditions de coupe afin de réduire les échauffements de pièce,

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

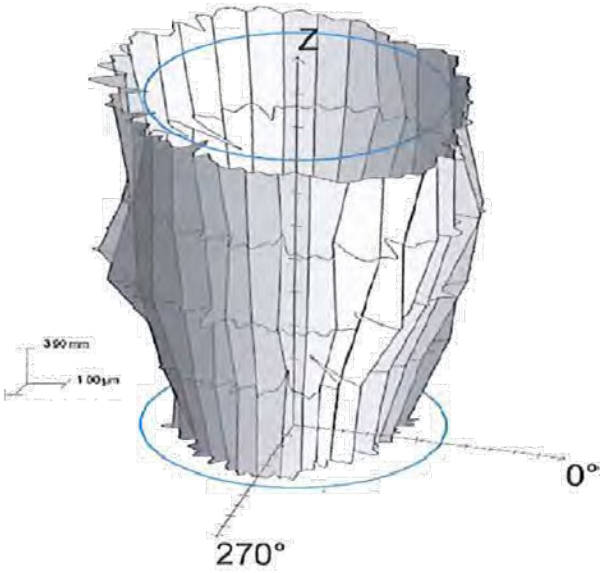


FIGURE 3.4 – Cône mesuré sur l'alésage du cylindre 2

- ajout d'un temps de stabilisation de la pièce dans la gamme d'usinage,
- modification de l'ordonnancement de la gamme d'usinage,
- ajout d'une correction de la conicité en fonction de l'échauffement de la pièce au cours des premiers usinages.

La solution retenue est la dernière. Cette solution présente l'avantage de ne pas modifier le temps de cycle de la ligne et donc de ne pas réduire le nombre de pièce produites chaque jour sur cette ligne de fabrication. Cette correction utilise une mesure de l'échauffement de la pièce précédemment usinée afin de corriger la pièce en cours d'usinage. Cette solution donne satisfaction depuis plusieurs mois et a permis d'améliorer la robustesse de la ligne d'usinage en réduisant sa sensibilité à l'échauffement de la pièce causé par l'usinage.

L'étude de la correction de la géométrie usinée en fonction de la température initiale et de l'échauffement de la pièce est empirique. Elle a été réalisée directement dans la ligne d'usinage et repose sur les corrections manuelles habituellement faites par les opérateur. Lors d'une modification de la pièce usinée (nouvelle diversité de pièce), il n'est pas possible à l'heure actuelle d'anticiper l'apparition de ces défauts de qualité. Il serait ainsi intéressant pour les industriels de disposer d'un outil numérique permettant rapidement de simuler l'usinage d'une pièce d'un point de vue thermo - mécanique et d'évaluer ainsi la sensibilité des différentes cotes usinées à l'échauffement de la pièce.

3.2 Équilibre thermomécanique d'une pièce en cours d'usinage

L'absence de liquide de coupe ne permet pas de mettre et de stabiliser en température la pièce pendant l'usinage. L'exemple précédent nous a montré l'importance de prendre

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

en compte les déformations de la pièce afin d'assurer la qualité de la production.

La prise en compte de la température initiale de la pièce est relativement aisée. Généralement, une mesure de la température de la pièce lors de son chargement permet de réaliser directement dans le programme d'usinage des corrections sur les trajectoires des outils. Cette correction nécessite cependant d'être capable d'identifier les cotes usinées qui ont besoin d'être corrigées. Un critère de recherche sera donné au chapitre 5 (voir page 107).

Au contraire, la prise en compte de l'échauffement de la pièce en cours d'usinage est plus complexe. En effet ces échauffements et les déformations associées sont locaux et varient en fonction de nombreux paramètres (usure de l'outil, variabilité des matériaux usinées...).

Dans cette partie nous expliciterons les chargements thermiques et mécaniques de la pièce en cours d'usinage puis nous présenterons le problème thermomécanique à résoudre afin d'estimer les déformations de la pièce.

3.2.1 Définition des conditions aux limites

3.2.1.1 Chargement thermique

Le bilan thermique (Figure 3.5) d'une pièce en cours d'usinage fait intervenir des échanges de la pièce par conduction avec le montage d'usinage, par convection avec l'air dans la cabine d'usinage, par rayonnement avec l'environnement et des apports de chaleur dus à la coupe (transformation d'une partie de l'énergie mécanique nécessaire à la coupe en chaleur apportée à la pièce, au copeau et à l'outil).

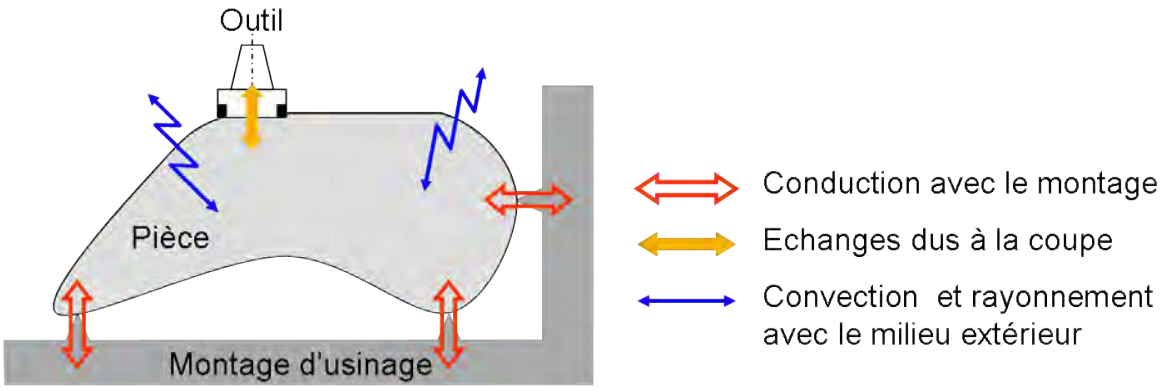


FIGURE 3.5 – Représentation schématique des échanges thermiques d'une pièce en cours d'usinage

Pour ce qui est de la conduction avec son montage d'usinage, les surfaces de mise en position de la pièce et les écarts de température entre la pièce et son montage sont faibles. Nous vérifierons dans le chapitre 5 (page 102) que cet échange de chaleur peut être négligé.

Dans le cas de l'usinage les échanges de la pièce avec l'environnement par rayonnement ne sont significatifs que dans la zone de la coupe : c'est la seule zone de la pièce où l'on

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

rencontre des températures suffisamment élevées. Les échanges par rayonnement de la pièce hors de la zone de coupe peuvent ainsi ne pas être pris en compte.

Dans la zone de travail de l'outil, on observe des phénomènes de rayonnement et de convection entre la pièce, le copeau, l'outil et l'environnement. Une partie de la puissance de coupe est également introduite dans la pièce sous forme de chaleur (voir chapitre 2). D'un point de vue thermique la pièce est ainsi soumise à une source de chaleur mobile se déplaçant suivant la trajectoire de l'outil. Cette source regroupe l'ensemble des phénomènes thermiques présents à la pointe de l'outil. Son intensité dépend du couple outil - matière en présence et des conditions de coupe utilisées. L'objet du chapitre 4 est d'identifier l'intensité de cette source de chaleur pour des opérations d'usinage élémentaires d'un alliage d'aluminium. Par la suite la source sera noté P_{piece}.

Les autres surfaces de la pièce sont soumises à un échange par convection avec l'air. Lorsque la durée d'étude est faible (c'est à dire de l'ordre de quelques secondes), la convection joue, comme nous le verrons dans le chapitre suivant page 72 un rôle faible.

3.2.1.2 Chargement mécanique

D'un point de vue mécanique, la pièce est mise en position par le montage d'usinage. Elle subit les efforts introduits par la coupe, les efforts de bridage, son poids propre et éventuellement des forces d'inertie si l'étude est conduite dans une référentiel non galilléen (cas du tournage par exemple).

Pour notre étude, on se limite aux déformations de la pièce sous l'effet des sollicitations thermiques de l'outil. Nous négligerons ainsi l'effet des efforts de coupe, du bridage et des forces d'inertie. Ces aspects pourront être pris en compte ultérieurement si l'on souhaite estimer leur contribution aux déformations de la pièce et le cas échéant leur couplage avec les effets thermiques.

Dans notre modèle, la pièce sera donc uniquement maintenue en position en respectant les degrés de liberté arrêtés par ses points de contact avec le montage.

3.2.2 Problème thermomécanique à résoudre

Les conditions aux limites précisées ci-dessus nous permettent d'expliciter le problème thermomécanique à résoudre afin d'étudier les déformations d'une pièce pendant son usinage.

Deux hypothèses importantes permettent de simplifier l'étude. Premièrement, on suppose que le volume de matière enlevé sur la pièce est faible devant le volume de la pièce finie. Par exemple, dans le cas du disque de frein présenté en début de chapitre, le volume usiné sur la pièce lors de l'opération 140 représente moins de 3% du volume total de la pièce. L'étude sera donc conduite directement sur la géométrie finale de la pièce usinée.

Deuxièmement, on suppose que la source de chaleur P_{piece} n'est pas influencé par les déformations de la pièce (thermiques ou mécaniques). Cela revient à faire l'hypothèse que les variations d'épaisseur de coupe induites par les déformations de la pièce restent négligeables. Comme nous le verrons par la suite, les défauts générés par les déformations d'origine thermique sont de l'ordre du centième de millimètre alors que l'épaisseur coupée est de l'ordre de quelques millimètres.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

Cette deuxième hypothèse permet de découpler le problème thermomécanique. Il peut être scindé en deux études successives : premièrement la résolution du problème thermique pour lequel est calculé à chaque instant le champ de température dans la pièce et deuxièmement la résolution du problème mécanique où le « chargement » provient uniquement des dilatations d'origine thermique. Le problème de thermique est instationnaire : l'intensité et la position de la source de chaleur varient avec le temps. Au contraire le problème de mécanique est un problème statique paramétré par le temps (les champs de températures de la pièce sont paramétrés par le temps). Ces deux problèmes seront résolus grâce à une approche éléments finis. Le même maillage volumique (tétraèdres) sera utilisé pour les deux problèmes facilitant ainsi le transfert du chargement thermique.

Soit Ω le domaine occupé par la pièce en cours d'usinage. Ce domaine Ω est délimité par sa frontière $\partial\Omega$.

Problème thermique :

On note $\partial_c\Omega(t)$ la frontière du domaine Ω sur laquelle la source de chaleur de la coupe (P_{piece}) est imposé et $\partial_{\bar{c}}\Omega(t)$ son complémentaire tel que $\partial_c\Omega(t) \cup \partial_{\bar{c}}\Omega(t) = \partial\Omega$ et $\partial_c\Omega(t) \cap \partial_{\bar{c}}\Omega(t) = \emptyset$. Dans notre cas, il n'existe pas de surface sur laquelle une condition aux limites en température est imposée.

Trouver le champ de température $T(x,y,z,t)$ et le flux thermique $\vec{\Phi}(x,y,z,t)$ tels qu'en tout point de coordonnées (x,y,z) du solide et à tout instant t de l'étude :

- $\rho c\frac{\partial T}{\partial t} + \text{div}(\vec{\Phi}) = 0$ (Conservation de l'énergie)
- Conditions aux limites : $\vec{\Phi}\cdot\vec{n} = \frac{P_{piece}}{S}$ sur $\delta_c\Omega(t)$ (avec S la surface de $\delta_c\Omega(t)$) et $\vec{\Phi}\cdot\vec{n} = 0$ ailleurs ($\partial_{\bar{c}}\Omega(t)$)
- Loi de comportement $\vec{\Phi} = -\lambda\vec{\text{grad}}(T)$ (loi de Fourrier)
- Conditions initiales : $T(x,y,z,0) = T_0(x,y,z)$

La définition précise de la surface $\partial_c\Omega(t)$ est complexe et dépend du cas étudié (identification d'une source de chaleur ou simulation d'une pièce en usinage). Ce point sera abordé plus précisément par la suite (page 64).

Problème mécanique :

On note $\partial_u\Omega$ la frontière du solide en contact avec le montage d'usinage et $\partial_F\Omega$ la frontière du solide sur laquelle une condition aux limites en effort est appliquée. $\partial_u\Omega$ et $\partial_F\Omega$ sont tels que $\partial_u\Omega \cap \partial_F\Omega = \emptyset$ et $\partial_u\Omega \cup \partial_F\Omega = \partial\Omega$.

Trouver le champ de déplacement $\vec{u}$(x,y,z,t) et les contraintes σ(x,y,z,t) tels que en tout point du solide de coordonnées (x,y,z) et à tout instant t de l'étude :

- $\text{div}(\underline{\underline{\sigma}}) = \vec{0}$ (équation d'équilibre, ici en statique et sans forces de volume)
- Conditions aux limites : $\vec{u} = \vec{u_d}$ sur $\partial_u\Omega$ et $\underline{\underline{\sigma}}\cdot\vec{n} = \vec{0}$ sur $\partial_F\Omega$
- Loi de comportement : $\underline{\underline{\sigma}} = \underline{\underline{\underline{\underline{C}}}} : (\underline{\underline{\epsilon}} - \underline{\underline{\epsilon_{th}}})$ avec $\underline{\underline{\epsilon_{th}}} = \alpha\underline{\underline{1}}(T(t) - T_0)$ (thermo élasticité linéaire)
- Conditions initiales : $\vec{u}(x,y,z,0) = \vec{0}$

$\underline{\underline{\sigma}}$ désigne le tenseur des contraintes de Cauchy, $\underline{\underline{\underline{\underline{C}}}}$ le tenseur de Hooke (élasticité linéaire), $\underline{\underline{\epsilon}}$ le tenseur des petites déformations, $T(t)$ la température à l'instant t, T_0 la

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

température initiale et $\underline{\underline{1}}$ le tenseur unité. Dans la dernière équation, α représente le coefficient de dilatation thermique du matériau. On suppose que pour les conditions de températures que nous considérons et pour les matériaux étudiés (alliages d'aluminium, fontes et aciers), ce coefficient peut être considéré constant. Il est de l'ordre de 20 microns par mètre et par Kelvin pour un alliage d'aluminium et moitié moins (10 μm / (m.K))pour une fonte ou un acier.

3.3 Mise en œuvre des simulations

La partie précédente nous a permis d'expliciter les conditions aux limites et le problème thermomécanique à résoudre. Dans cette partie nous présentons quelques aspects pratiques de mise en œuvre de nos simulations.

3.3.1 Imposition de la source de chaleur

Les logiciels de simulation à notre disposition chez Renault ne proposent pas de fonctionnalité pour d'imposer simplement une source de chaleur mobile. Pour contourner ce problème nous avons choisi de découper la surface usinée en bandes et d'imposer une source sur chaque bande successivement. L'avantage de cette solution est de ne pas dépendre du logiciels de calcul éléments finis mis en œuvre et d'être adaptable à d'autres logiciels que ceux utilisés pendant la thèse.

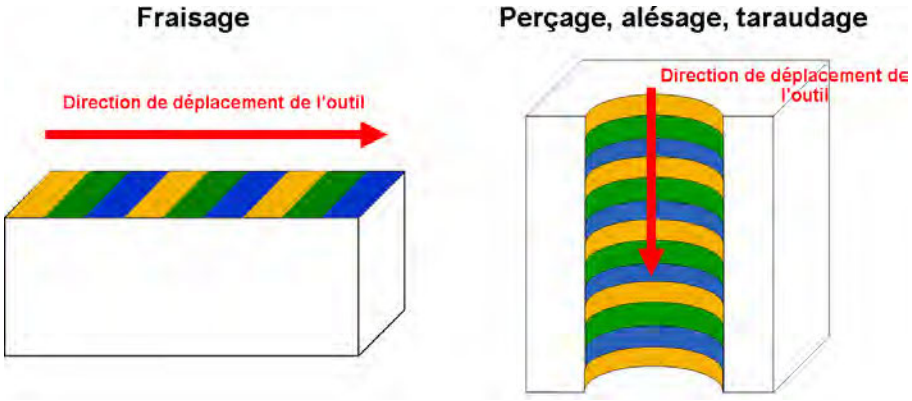


FIGURE 3.6 – Bandes d'imposition de la source de chaleur

La figure 3.6 présente dans le cas du fraisage (déplacement de la source sur un plan) et dans les cas du perçage, taraudage et alésage (déplacement de la source flux sur un cylindre) la forme des bandes sur lesquelles chaque source de chaleur est imposé. En fraisage, les bandes découpées sont des portions de disque. Elles correspondent à la forme de la surface usinée par quelques dents de l'outil. Pour les opérations d'usinage de cylindre, les bandes correspondent à des cylindres de faible hauteur.

Ces bandes sont identifiées sur la pièce à partir de la trajectoire imposée à l'outil. La dimension de ces bandes dépend (dans la direction d'avance de l'outil) du pas de discrétisation choisi pour la trajectoire outil. Nous étudierons par la suite l'influence de ce paramètre.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

Pour éviter d'avoir des discontinuités de la source imposée à chaque changement de bande, la source de chaleur totale entrant dans la pièce est imposée sur trois bandes successives. La première bande (la plus avancée sur la trajectoire de l'outil) reçoit une source croissante dans le temps, la bande du milieu reçoit une source constante tandis que la dernière bande reçoit une source décroissante. Dans le prochain chapitre, nous comparerons différentes solutions testées pour l'imposition des sources croissantes et décroissantes (nulles, linéaires, polynomiales).

3.3.2 Principe de génération du fichier de simulation et dépouillement des résultats

La mise en donnée des simulations est réalisée durant la thèse à l'aide d'un préprocesseur écrit dans le langage Python et développé durant ce travail de thèse. La figure 3.7 présente le principe de fonctionnement du préprocesseur utilisé. Il a pour objectifs :

- d'importer un maillage écrit avec différents formatage (INP, BDF, ...),
- extraire la ou les surface(s) usinée(s),
- extraire les surfaces extérieures de la pièce susceptibles d'échanger avec l'air ambiant,
- découper la ou les surface(s) usinée(s) pour imposer la source de chaleur due au passage de l'outil,
- imposer les autres conditions aux limites,
- générer le fichier d'entrée du code de calcul éléments finis pour utilisation directe.

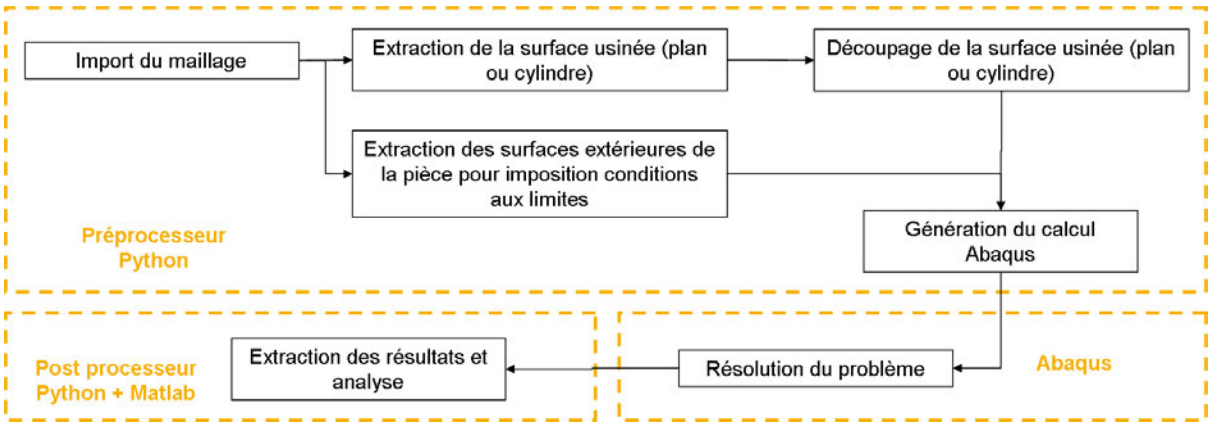


FIGURE 3.7 – Démarche générale mise en œuvre pour la prédiction des déformations de la pièce

3.4 Identification de la source de chaleur due à la coupe

L'évaluation des déformations de la pièce, à l'aide de la démarche proposée figure 3.7 impose d'être capable d'estimer la source de chaleur introduite dans la pièce par la coupe. Ainsi, il est nécessaire de proposer une méthode permettant d'estimer pour des usinages élémentaires cette source. A travers la revue bibliographique, nous avons mis en évidence que l'identification de la chaleur introduite dans la pièce par l'usinage

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

peut être réalisée simplement et rapidement à l'aide d'une mesure de l'évolution de la température de la pièce. Cette identification sera réalisée par une méthode inverse. D'une part, des mesures de l'échauffement de la pièce pendant l'usinage seront réalisées. La comparaison de ces essais d'usinage à la réponse du modèle éléments finis permettra de d'estimer l'intensité de la source de chaleur due à la coupe. Au prochain chapitre, nous préciserons les dispositifs expérimentaux et la méthode d'identification utilisés (Figure 3.8). Les essais seront conduits pour des opérations de perçage, taraudage et fraisage d'un alliage d'aluminium (AS9-U3) utilisé dans l'industrie automobile.

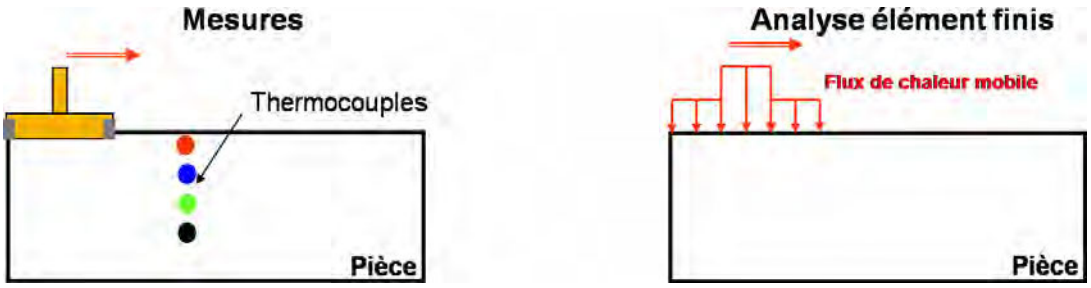


FIGURE 3.8 – Schématisation du principe d'identification de la source de chaleur pendant l'usinage (ici, dans le cas du fraisage)

3.5 Bilan des paramètres des modèles

La figure 3.9 décrit les paramètres du modèle de simulation. Ces différents paramètres influencent directement le résultat des simulations (échauffement d'une pièce en tout point du maillage) et doivent être renseignés pour pouvoir estimer avec précision l'échauffement et les déformations d'une pièce en cours d'usinage.

La résolution du problème thermomécanique sera réalisée par une méthode éléments finis à schéma d'intégration implicite. La pièce usinée est discrétisée à l'aide d'un maillage composés de tétraèdres à quatre nœuds. Le choix du maillage éléments finis sera abordé dans le prochain chapitre.

Les paramètres liés au matériau (masse volumique, conductivité thermique et capacité thermique) seront par la suite supposés connus. Cependant nous nous intéresserons à l'évaluation de la sensibilité du modèle à l'erreur d'estimation de ces paramètres. Les conditions aux limites thermiques et mécaniques du modèle de simulation ont été définies précédemment.

L'influence des paramètres liés au flux imposé (vitesse de déplacement, intensité, découpage de la surface, continuité du flux) sera étudiée dans le chapitre 4.

3.6 Retour sur la problématique et démarche de la thèse

Ce chapitre nous a permis de présenter, à l'aide d'un exemple industriel, l'influence de l'échauffement de la pièce pendant l'usinage sur la géométrie produite.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

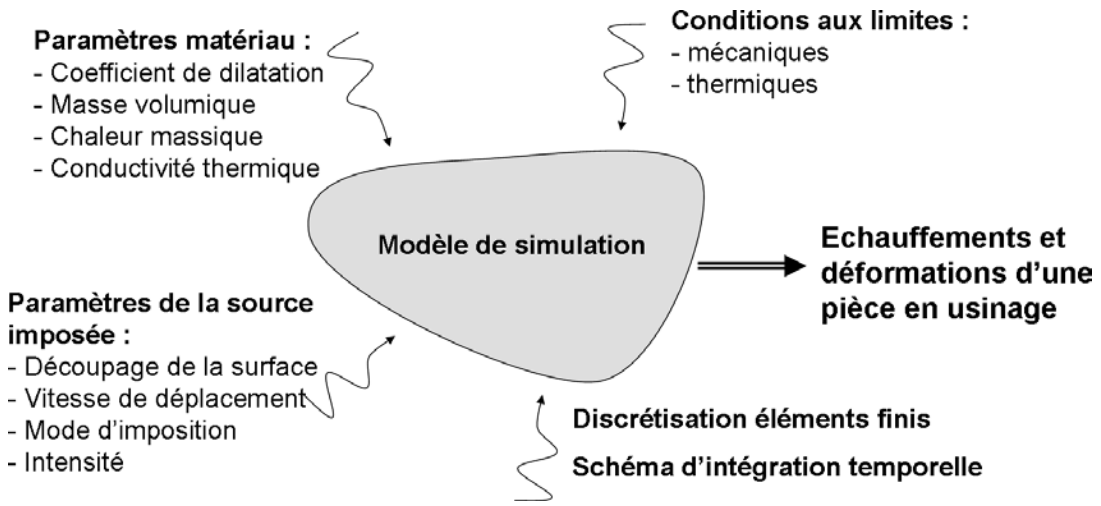


FIGURE 3.9 – Paramètres du modèle thermomécanique de simulation

Le prochain chapitre sera consacré à l'identification des sources de chaleur en usinage. Les dispositifs expérimentaux et la méthode utilisés seront présentés. Cette méthode sera appliquée à des opérations de fraisage perçage, et taraudage d'un alliage d'aluminium

Le chapitre 5 s'intéressera à l'estimation des déformations d'une pièce en cours d'usinage. Les sources identifiées au chapitre 4 seront introduites dans le modèle de simulation et permettront de comparer différents ordonnancement de la gamme d'usinage d'un carter de boite de vitesses.

Dans les deux cas, nous utiliserons le modèle de simulation défini dans ce chapitre. Les paramètres de mise en œuvre du modèle (conditions aux limites, flux imposé, paramètres matériau, ...) différeront en fonction de l'objectif recherché mais se baseront sur la formulation des problèmes de mécanique et de thermique donnée précédemment.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

4

Identification de sources de chaleur en usinage

Sommaire

4.1 Simulation thermique du fraisage 62
4.1.1 Géométrie étudiée 62
4.1.2 Conditions aux limites 63
4.1.3 Paramètres du matériau 65
4.1.4 Résultat de simulation 66
4.1.5 Mesure de l'échauffement de la pièce en cours d'usinage 67
4.1.6 Positionnement des thermocouples dans la pièce 68
4.2 Calibrage des simulations 68
4.3 Analyse de sensibilité du modèle 69
4.3.1 Continuité du déplacement de la source de chaleur 69
4.3.2 Influence de la convection de la pièce avec le milieu environnant 72
4.3.3 Influence des paramètres du matériau 72
4.3.4 Quantification de l'erreur de mesure de la température 74
4.3.5 Sensibilité de la mesure de température au positionnement des thermocouples 75
4.3.6 Bilan 75
4.4 Méthode d'identification de la chaleur entrant dans la pièce en cours d'usinage 76
4.4.1 Étape 1 : identification de la position du thermocouple 77
4.4.2 Étape 2 : Identification de la source de chaleur due à la coupe . 78
4.4.3 Quantification des incertitudes 79
4.5 Identification de la source de chaleur en fraisage 80
4.5.1 Définition de l'outil et des conditions de coupe 80
4.5.2 Déroulement d'un essai 80
4.5.3 Évolution de la puissance de coupe en fonction des conditions de coupe 81
4.5.4 Résultats des essais et discussion 83
4.6 Identification de la source de chaleur en perçage et taraudage 86
4.6.1 Définition des outils et des conditions de coupe 86
4.6.2 Déroulement d'un essai 87
4.6.3 Évolution de la puissance de coupe en fonction des conditions de coupe 87
4.6.4 Résultats des essais et discussion 90
4.7 Conclusion 95

Pour l'identification de la source de chaleur générée par la coupe et dirigée vers la pièce (pour les opérations de perçage, taraudage et fraisage) nous proposons une approche couplant simulation numérique et expérimentation. Pour la partie simulation, nous nous appuyons sur la formulation du problème de thermique proposée dans le chapitre précédent. Pour ce qui est de la partie expérimentale, la figure 4.1 illustre le principe général des essais d'usinage. Pendant l'usinage de la pièce deux types de mesures sont réalisées : d'un coté une mesure de la puissance consommée à la broche (wattmètre), et de l'autre coté une mesure de l'échauffement des pièces (thermocouples). La démarche proposée vise, à partir d'une mesure de température obtenue expérimentalement, à identifier la part de la puissance de coupe qui est introduite dans la pièce usinée sous forme de chaleur.

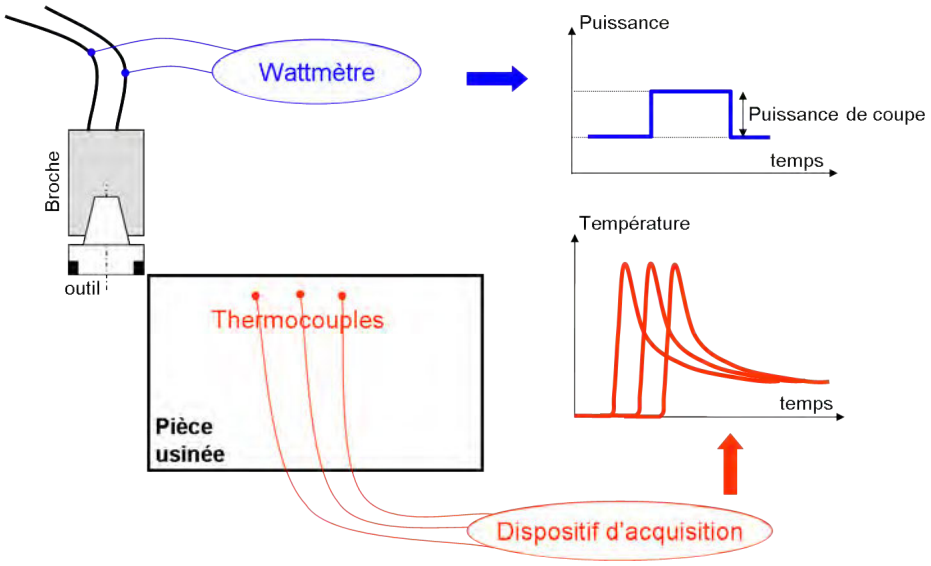


FIGURE 4.1 – Description générale des essais

Ce chapitre a pour premier objectif de préciser le modèle de simulation thermique utilisé. Dans un second temps, une analyse de sensibilité de ce modèle sera réalisée puis nous préciserons la méthode d'identification de la source de chaleur apportée à la pièce par l'usinage. Ces études seront conduites uniquement sur le cas de la simulation du fraisage d'un parallélépipède en alliage d'aluminium mais sont également valables pour les cas du perçage et du taraudage. Les deux dernières parties du chapitre seront consacrées à la présentation des essais d'identification réalisés.

4.1 Simulation thermique du fraisage

4.1.1 Géométrie étudiée

La figure 4.2 précise la géométrie utilisée dans cette partie pour simuler l'échauffement de la pièce pendant le fraisage de la face supérieure du parallélépipède. La pièce, d'une dimension de 60x10x50 millimètres, est maillée avec des tétraèdres à 4 nœuds (éléments Abaqus de type CD3D4). Pour optimiser les temps de calcul il a été choisi de mailler finement la surface sur laquelle la source de chaleur est imposée (taille des éléments de l'ordre de 0.5 millimètre) et plus grossièrement le reste de la pièce (taille de maille de

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

l'ordre de 5 millimètres). Le maillage obtenu comporte 11 175 nœuds et 56 815 éléments. L'influence du maillage sur les résultats de simulation sera abordée dans la partie 4.2.

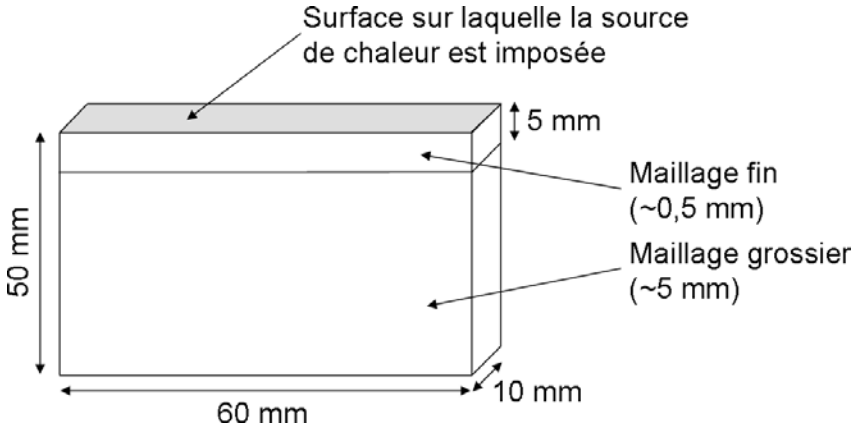


FIGURE 4.2 – Définition de la géométrie de la pièce simulée pour l'étude de sensibilité et l'identification des sources de chaleur

La figure 4.3 définit les points de mesure qui seront utilisés pour les études de sensibilité présentées dans la deuxième partie de ce chapitre. Les comparaisons seront réalisées en 4 nœuds situés entre 0.5 et 5 millimètres de la surface sur laquelle la source est imposée.

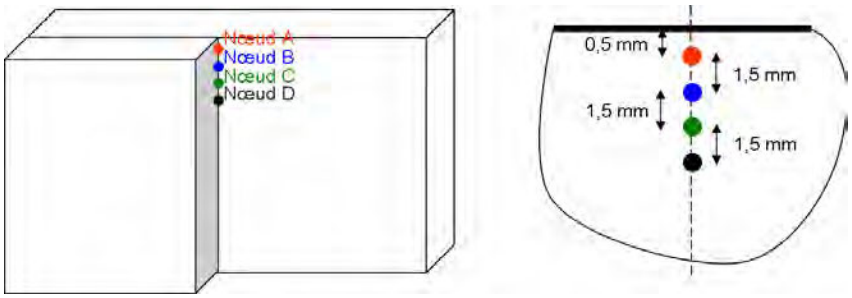


FIGURE 4.3 – Définition des points de mesure sur la géométrie de référence

4.1.2 Conditions aux limites

Dans cette partie les conditions aux limites utilisées pour étudier l'échauffement d'une pièce au passage d'une source de chaleur mobile sont précisées.

4.1.2.1 Conduction et convection

La géométrie des pièces d'essais a été choisie de manière à minimiser l'influence des échanges de la pièce par conduction avec le montage d'usinage. En effet, si les zones de contact de la pièce avec son environnement sont suffisamment éloignées de la zone de mesure, alors il est possible de négliger dans la simulation ces contacts pour les temps courts (c'est à dire de l'ordre de la durée de l'usinage).

Au contraire, pour les études menés sur des temps plus longs ou pour lesquelles les surfaces de contact entre la pièce et l'environnement sont importantes, il sera nécessaire

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

de tenir compte des échanges de chaleur par ces surfaces. Dans le cas de l'usinage des pièces automobiles, la mise et le maintient en position de la pièce est réalisée de manière isostatique. Cette recherche d'isostatisme impose au concepteur du montage de réduire au strict minimum les surfaces de contact entre la pièce et le montage. De plus, le montage d'usinage sera généralement à une température proche de la température initiale de la pièce à usiner. Pour ces raisons, nous négligerons par la suite les échanges de la pièce en usinage avec son environnement par conduction. Ce point sera vérifié au chapitre suivant.

Les échanges de convection entre la pièce et le milieu environnant sont négligés pour notre étude. Cette hypothèse sera vérifiée dans le prochain paragraphe.

4.1.2.2 Source de chaleur due à l'usinage

Les logiciels éléments finis à notre disposition ne permettent pas d'imposer une source de chaleur mobile sur la pièce. Pour contourner ce problème, la surface usinée est découpée en bandes de largeur Δl. La source de chaleur est ainsi imposée successivement sur chacune des bandes découpées afin de reproduire le déplacement de l'outil. A chaque position de la source de chaleur correspond une étape du calcul éléments finis. A l'étape i, la source de chaleur se trouve sur la bande i, à l'étape $i+1$, la source de chaleur est déplacée sur la bande $i+1$ (figure 4.4).

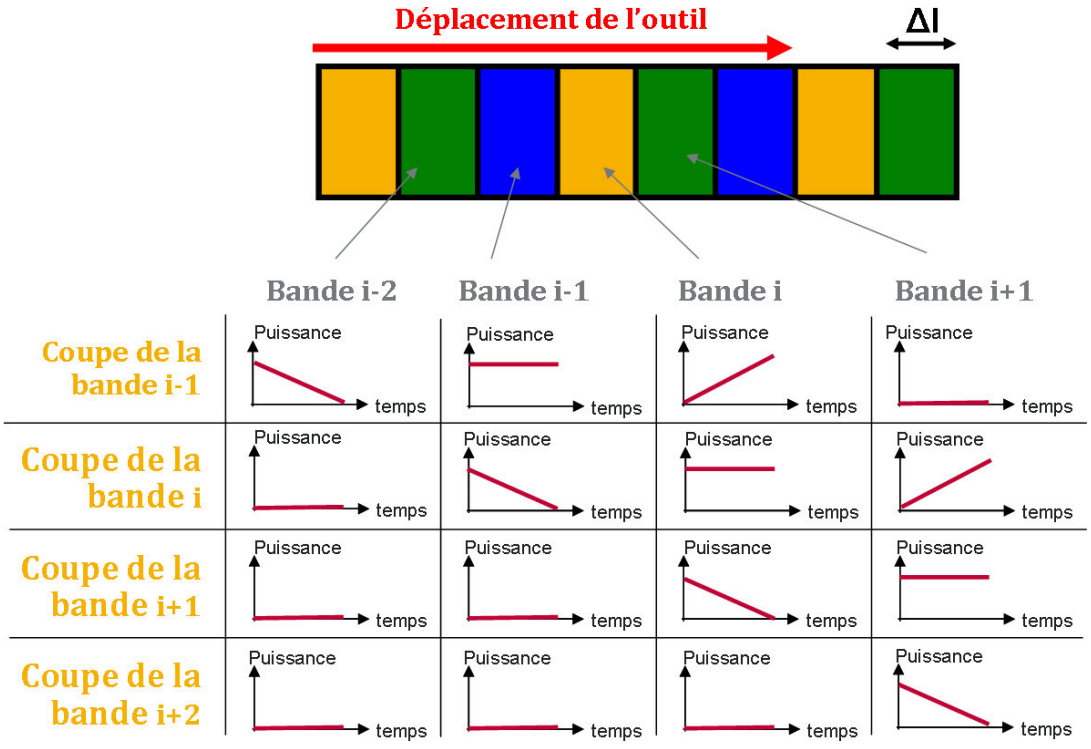


FIGURE 4.4 – Illustration de la méthode d'imposition de la source dans le cas de source croissante et décroissante linéaires

Pour éviter d'introduire une discontinuité sur les conditions aux limites entre deux étapes de calcul, il est judicieux d'imposer la source de chaleur sur trois bandes successives

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

au lieu d'une seule. Une source de chaleur croissante est imposée sur la première bande (la plus avancée sur la trajectoire de l'outil), une source constante sur la bande centrale et une source décroissante sur la dernière bande. La figure 4.4 illustre dans le cas de variation linéaire des sources croissante et décroissante le déplacement des sources de chaleurs sur la surface usinée.

A tout instant la pièce est soumise à une puissance totale égale à P_{piece}. Cette puissance est donc répartie pour moitié sur la bande centrale et pour l'autre moitié sur la première et la dernière bande. La continuité des conditions aux limites est ainsi assurée.

La durée Δt pendant laquelle la source de chaleur est imposée sur une bande est liée à la largeur de bande Δl par la vitesse de déplacement de l'outil par rapport à la pièce v_f.

$$v_f = \frac{\Delta l}{\Delta t}$$

Le choix de la largeur de bande sera abordé par la suite (partie 4.2) consacrée au calibrage des simulations éléments finis.

4.1.3 Paramètres du matériau

Le tableau 4.1 donne la valeur de la capacité thermique, la masse volumique, la diffusivité et la conductivité thermique ainsi que le coefficient de dilatation du matériau objet de notre étude. Ces informations sont issues des normes internes de l'entreprise Renault.

La conductivité thermique λ du matériau est évalué à partir de la diffusivité D. Cette grandeur est le rapport entre la conductivité et le produit de la masse volumique du matériau par la capacité thermique. Elle caractérise la capacité d'un matériau à transmettre un signal de température d'un point à un autre.

$$D = \frac{\lambda}{\rho \cdot c}$$

Paramètre	Méthode	Alliage aluminium (AS9U3)	Incertitude
Capacité thermique massique : c (J / Kg.K)	Calorimètre différentiel	829	+/- 4%
Densité : ρ	Méthode d'Archimède	2,741	+/- 1%
Diffusivité thermique : D (m^2/s)	Méthode Flash laser	5,809 10^{-5}	+/- 5%
Conductivité thermique : λ (W/m.K)		132	+/- 6%
Coefficient de dilatation : α (μm/(m.K))		20,4	+/- 2%

TABLEAU 4.1 – Identification des paramètres matériaux d'un alliage d'aluminium AS9U3 à 20 °C (Source : Normes internes entreprise Renault SA)

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

Le tableau 4.2 donne l'évolution des paramètres de l'alliage d'aluminium AS9U3 en fonction de la température du matériau. La densité de l'alliage et son coefficient de dilatation évoluent peu avec la température : en passant de 20°C à 200°C, la densité varie d'environ 2% et le coefficient de dilatation d'environ 4%. A contrario, la conductivité thermique et la capacité thermique de l'alliage sont fortement dépendantes de la température du matériau.

Les températures rencontrés en simulation d'usinage seront inférieures à la centaine de degrés en dehors de la zone au voisinage de la pointe de l'outil qui est très restreinte ($<$ 0,5 mm). Par la suite nous considérerons que les paramètres matériau sont indépendants de la température.

Température (°C)	Densité	Conductivité thermique (W/m.K)	Capacité thermique (J/kg.K)	Dilatation thermique (μm/(m.K))
20	2,741	132	829	20.4
100	2,728 (-0,5 %)	142 (+7,6 %)	891 (+7,5 %)	20,6 (+0,9 %)
200	2,709 (-1,2 %)	145 (+9,9 %)	932 (+12,4 %)	21,2 (+3,9 %)
400	2,669 (-2,6 %)	162 (+22,7 %)	1113 (+34,2 %)	21,7 (+6,4 %)

TABLEAU 4.2 – Évolution des paramètres d'un alliage d'aluminium AS9U3 en fonction de la température

4.1.4 Résultat de simulation

La figure 4.5 présente la simulation de la variation de la température en fonction du temps pour les nœuds A, B, C et D (voir figure 4.3, page 63). Par cette simulation, on étudie le passage d'une source de chaleur de puissance unitaire (P_{piece} = 1 Watt) sur la surface supérieure de la pièce à une vitesse de 20 m/min. Les conditions aux limites appliquées et les paramètres thermiques du matériau ont été précisés dans les deux paragraphes précédent (4.1.2 et 4.1.3).

On distingue deux phases successives : la première phase correspond au passage de la source mobile sur la pièce et la seconde à l'homogénéisation de la température après passage de la source de chaleur.

Au cours de la première phase, la température mesurée aux nœuds A, B et C présente un maximum. On remarque que la valeur du maximum de température diminue rapidement avec l'éloignement à la surface usinée. Pour le nœud D (situé à 5 mm de la surface soumise à la source de chaleur), ce maximum est difficilement observable.

Après passage de la source de chaleur sur la pièce, on observe une homogénéisation de la température de la pièce en quelques dixièmes de seconde dans une bande d'épaisseur 5 millimètres. L'absence de la prise en compte des échanges de la pièce simulée avec l'environnement entraine la stabilisation de la température de la pièce à ΔT_{finale}.

$$\Delta T_{finale} = \frac{P_{piece} \cdot t_{usinage}}{\rho \cdot c \cdot V_{piece}}$$

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

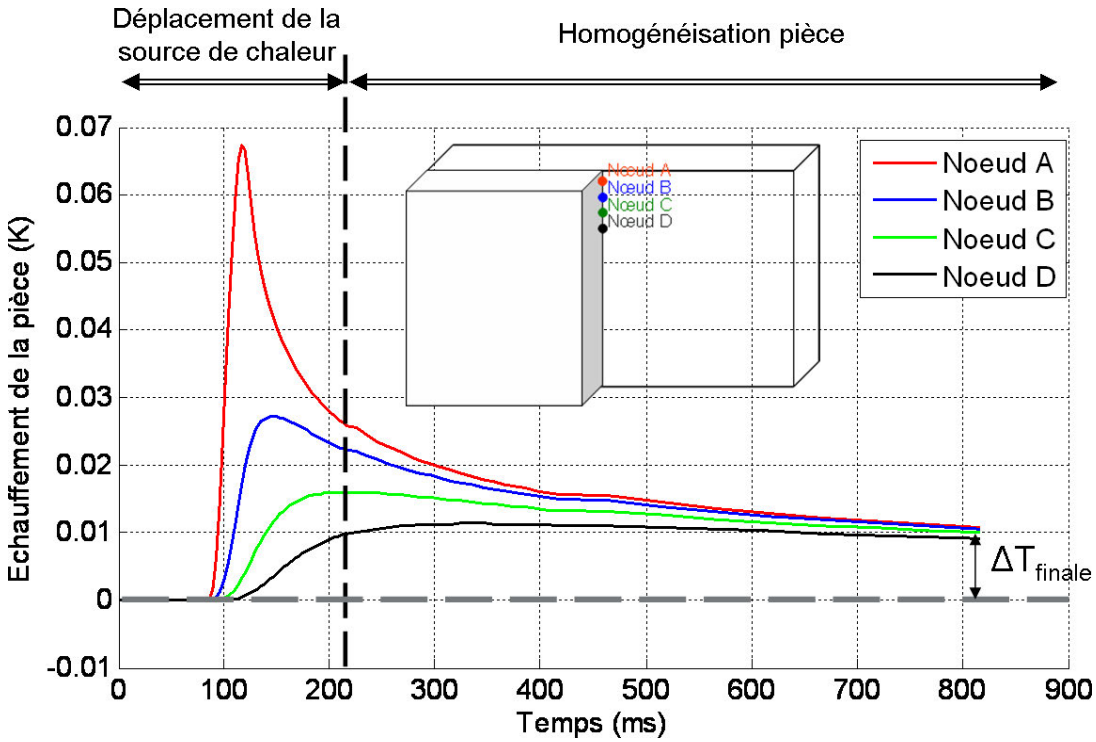


FIGURE 4.5 – Évolution de la pièce dans en quatre points de mesure. Source unitaire (P_{piece} = 1 W), se déplaçant à 20 m/min sur la surface supérieure de la pièce. Convection avec l'environnement négligée. Matériaux : AS9U3 (ρ = 2741 Kg / m^3, λ = 132 W / (m.K), c = 829 J / (Kg.K))

Avec $t_{usinage}$ la durée nécessaire au passage de la source de chaleur de puissance P_{piece} sur la pièce, ρ la masse volumique, c la capacité thermique massique du matériau et V_{piece} le volume de la pièce.

La forme des courbes présentées sur la figure 4.5 dépend fortement de la position du point de mesure de température dans la pièce. La température maximale obtenue par simulation est elle proportionnelle à la source de chaleur imposée en surface. La méthode d'identification de la source de chaleur due à la coupe s'appuiera sur ces deux éléments. La position du point de mesure de la température dans la pièce sera déduite de la forme des courbes de température, et l'intensité de la source de chaleur sera déduite de l'échauffement maximal obtenu par simulation.

Dans les deux prochains paragraphes, le dispositif de mesure de l'échauffement de la pièce pendant l'usinage et le positionnement des thermocouples seront précisés.

4.1.5 Mesure de l'échauffement de la pièce en cours d'usinage

Dans le chapitre 2, nous avons passé en revue différentes solutions de mesure de la température en usinage (voir page 41). Pour nos essais d'identification, nous avons choisi d'utiliser des thermocouples implantés dans la pièce, au plus près de la surface usinée, car nous souhaitons suivre en continu l'évolution de la température de la pièce pendant le passage de l'outil. Cette solution présente également l'avantage d'être simple et rapide à mettre en œuvre. L'inconvénient de cette technique est le positionnement

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

des thermocouples au cœur de la pièce usinée. En effet, la présence des thermocouples influence la répartition du champ de température dans la pièce lors du passage de l'outil de coupe.

La mesure de l'échauffement de la pièce est réalisée à l'aide de thermocouple à réponse rapide de type K. Le fabricant des thermocouples garantit leur précision à $\Delta T = 0{,}2$ ° C. L'échauffement est enregistré à une fréquence de 1000 Hz.

4.1.6 Positionnement des thermocouples dans la pièce

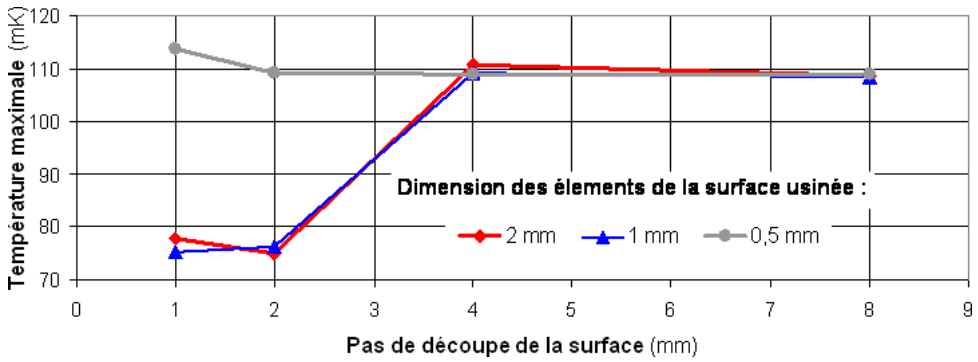
Afin de s'affranchir des effets de bords les thermocouples sont implantés au cœur de la pièce, très proches de la surface usinée. Les perçages nécessaires à la mise en place des thermocouples sont réalisés perpendiculairement aux isothermes et d'un diamètre de l'ordre du millimètre pour limiter leur influence sur la mesure de température.

Les simulations numériques d'identification de la source de chaleur devront être réalisées sur la géométrie réelle de la pièce (c'est à dire avec présence des perçages des thermocouples) afin d'être représentatives des phénomènes mesurés.

4.2 Calibrage des simulations

La résolution du problème thermo mécanique est réalisée par une méthode éléments finis à schéma d'intégration implicite. Pour les simulations associées à l'identification de la source de chaleur en usinage, le pas d'intégration est choisi constant et égal à une milliseconde (concordance avec la fréquence d'échantillonnage de la mesure de température de la pièce en usinage).

Le choix du maillage éléments finis peut influer fortement sur la qualité de la solution



		Pas outil (mm)			
		8	**4**	**2**	**1**
Maillage	**2 mm**	108,7	110,7	75,041	77,723
	1 mm	108,5	109,1	76,399	75,3
	0,5 mm	108,9	108,9	109,2	113,8

FIGURE 4.6 – Évolution de la température maximale obtenue par simulation en fonction du pas de découpage et de la dimension des éléments de la surface usinée

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

obtenue. Réduire le nombre d'éléments du maillage permet de diminuer les temps de calcul mais risque d'introduire une incertitude importante sur les résultats.

On étudie le passage d'une source de chaleur unitaire (1 Watt) sur le pavé en alliage d'aluminium défini sur la figure 4.2 (voir page 63) à la vitesse de 20 m/min. La convection de la pièce avec l'air ambiant est négligée. Différentes simulations sont réalisées en faisant varier le pas de découpe de la surface usinée (8, 4, 2 puis 1 mm) et le maillage de la surface sur laquelle la source de chaleur se déplace. La dimension des triangles sur cette face varie de 0,5 mm à 2 mm. Le reste de la pièce est maillée à l'aide de tétraèdre à quatre nœuds de dimension maximale de 5mm. Une erreur de corde maximale de 0,1 mm est imposée afin d'obtenir un maillage représentatif des formes de la pièce dans les zones proches des fonds de perçage des thermocouples. Les maillages décrits ci-dessus sont réalisés à l'aide du logiciel Patran.

La figure 4.6 présente l'évolution de la température maximale relevée au fond du perçage central en fonction du pas de découpe de la surface utilisée et de la dimension des triangles sur la surface supérieure du pavé. Lorsque la dimension des triangles est proche ou supérieure au pas de découpe de la surface usinée, la température maximale estimée par le calcul éléments finis dépend fortement des conditions de simulation. En effet, dans ces cas la découpe de la surface usinée en bandes introduit des discontinuités sur le mouvement de la source de chaleur imposée.

A contrario, lorsque le pas de l'outil est choisi suffisamment grand devant la dimension des éléments sur la surface usinée (c'est-à-dire au moins quatre fois supérieure), alors la convergence du calcul EF est correcte.

Par la suite nous utiliserons ainsi un maillage réalisé dans les conditions suivantes :

- la surface sur laquelle la source de chaleur est déplacée sera maillée à l'aide de triangles de dimension 0,5 mm,
- le reste de la pièce sera maillée grossièrement en imposant une erreur de corde inférieure à 0,1 mm dans l'ensemble du maillage afin que le maillage représente correctement les volumes situés en fond de perçage des thermocouples.

4.3 Analyse de sensibilité du modèle

Dans cette partie, nous nous intéressons à caractériser la sensibilité du modèle de simulations aux paramètres du matériau étudié, aux conditions aux limites (convection et source de chaleur) et aux incertitudes de mesure des thermocouples (incertitude propre des thermocouples et incertitude due à leur positionnement dans la pièce).

Cette analyse est conduite à partir du cas présenté dans la première partie de ce chapitre. L'étude se limitera ainsi au cas du fraisage mais les résultats présentés sont transposables aux cas du perçage et du taraudage.

4.3.1 Continuité du déplacement de la source de chaleur

La source de chaleur est déplacée de bande en bande sur la pièce. Pour des raisons de continuité des conditions aux limites nous avons choisi de répartir cette source de chaleur sur trois bandes successives (voir page 64). Dans cette partie nous montrerons l'importance de cette continuité des conditions aux limites dans le cas de l'identification de la puissance apportée à la pièce par la coupe.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

Deux méthodes de variation des sources croissantes et décroissantes ont été testées dans le cadre de la thèse. La première méthode consiste à faire varier la source de chaleur linéairement tandis que la seconde fait varier le flux de manière polynomiale. Le choix du polynôme a été guidé par les contraintes suivantes :

- passage de la courbe par les points de coordonnées ($t = 0$, $P = 0$), ($t = 0.5\ \Delta t$, P =$0.25P_{piece}$), ($t = \Delta t$, P =$0.5P_{piece}$),
- symétrie centrale de la courbe par rapport au point de coordonnée ($t = 0.5\ \Delta t$, P =$0.25P_{piece}$),
- tangentes horizontales à la courbe aux point ($t = 0$, $P = 0$) et ($t = \Delta t$, P =$0.5P_{piece}$).

Ces deux méthodes seront comparées à un déplacement discontinu de la source. La figure 4.7 résume les trois méthodes testées : variations discontinues de la source de chaleur, variations linéaires et variations polynomiales.

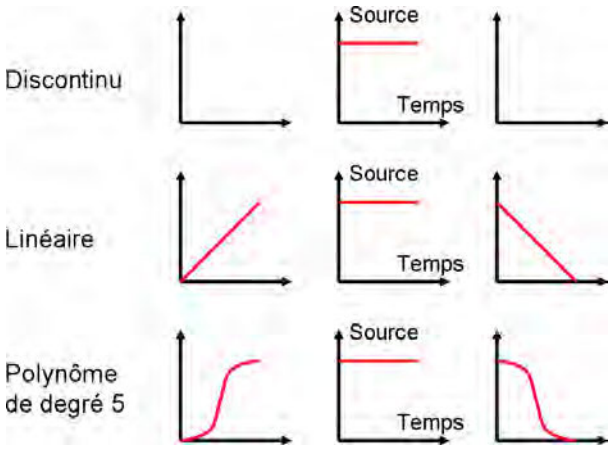


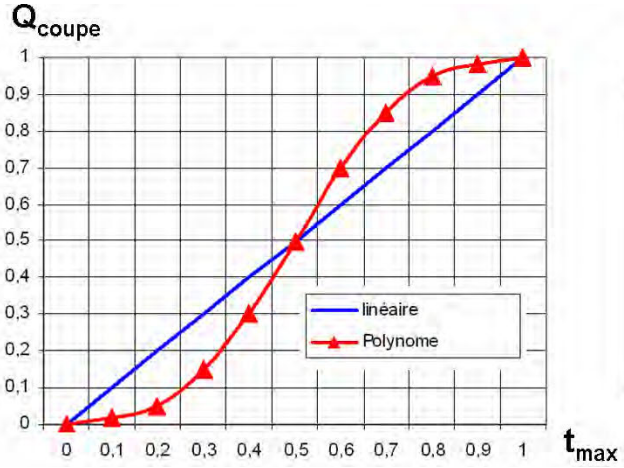
FIGURE 4.7 – Différentes méthodes pour imposer les sources de chaleur croissante et décroissante

La figure 4.8 présente dans le cas d'une source croissante dans le temps les deux solutions testées ci-après ainsi que les points de passage programmés dans le solveur éléments finis pour les courbes d'amplitude. On impose sur la pièce une source globale unitaire se déplaçant à la vitesse de 20m/min. La conduction et la convection de la pièce avec l'environnement sont négligées.

La figure 4.9 présente l'évolution de la température au nœud A obtenue par simulation pour les trois méthodes d'imposition de la source. On remarque que les courbes obtenues dans les deux cas ou la source est imposée de manière continue sont semblables. Pour ces deux méthodes d'imposition de la source, l'écart entre les deux températures maximales est de l'ordre de 0,66 mK soit environ 1%. Au contraire, imposer une source de manière discontinue entraine l'obtention d'une réponse discontinue du modèle et une forte erreur sur l'estimation de la température maximale au nœud A.

En s'intéressant aux nœuds B, C et D, on remarque que l'erreur commise sur l'estimation de la température maximale diminue avec l'éloignement à la surface. Ceci est lié au lissage des variations des conditions aux limites par l'équation de la chaleur. De la même manière, l'écart entre les différentes courbes simulées s'estompe en quelques dixièmes de secondes.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013



Temps	Linéaire	Polynomial
0	0	0
0,1	0,1	0,02
0,2	0,2	0,05
0,3	0,3	0,15
0,4	0,4	0,3
0,5	0,5	0,5
0,6	0,6	0,7
0,7	0,7	0,85
0,8	0,8	0,95
0,9	0,9	0,98
1	1	1

FIGURE 4.8 – Tracé pour la courbe montante du cas linéaire et du cas polynomial. Tableau des points de passage programmés dans le logiciel élément fini.

Si on ne s'intéresse pas aux températures maximales atteintes localement, il n'est pas nécessaire d'imposer les flux de manière continue. Ainsi, la simulation des déformations de pièces thermo mécaniques en cours d'usinage ne nécessite pas d'imposer des flux de chaleur continu sur la pièce qui peut se faire en imposant les sources de chaleur en une fois sur la totalité de la surface usinée.

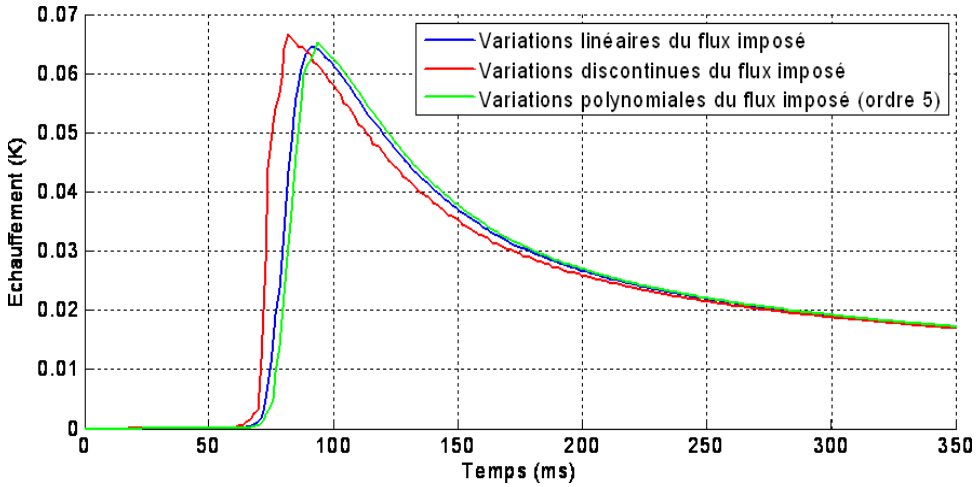


FIGURE 4.9 – Températures en fonction du temps pour un nœud situé 0,5 mm sous la surface : influence de la méthode utilisée pour imposer la source de chaleur. Source unitaire (1 Watt), se déplaçant à 20 m/min sur la surface supérieure de la pièce. Convection avec l'environnement négligée. Matériaux : AS9U3 (ρ = 2650 Kg / m^3, λ = 150 W / (m.K), c = 945 J / (Kg.K))

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

4.3.2 Influence de la convection de la pièce avec le milieu environnant

Le tableau 4.3 présente la température maximum mesurée en quatre nœuds du maillage (voir figure 4.3) en fonction du coefficient de convection utilisé. La première simulation a été réalisée en condition adiabatique tandis que la seconde est réalisée en utilisant un coefficient de convection correspondant à de la convection hypersonique (valeur extrême non réaliste dans notre cas). Dans les deux cas, on étudie l'échauffement d'un parallélépipède de largeur 10 mm, de longueur 60 mm et de hauteur 50 mm soumis à une source de chaleur unitaire se déplaçant à 20 m/min sur la surface supérieure du parallélépipède (cas présenté dans la première partie de ce chapitre).

	Echauffement maximal (mK)			
	Nœud A	Nœud B	Nœud C	Nœud D
h = 0 W/m^2.K (adiabatique)	67,351	27,194	16,006	11,371
h = 200 W/m^2.K	67,351	27,194	16,005	11,370

TABLEAU 4.3 – Température maximum obtenue par la simulation pour deux coefficients de convection extrêmes

Le modèle est très peu sensible, durant les premières secondes, à la convection existant avec le milieu environnant. Pour obtenir une différence significative entre les simulations réalisées avec et sans prise en compte de la convection il est nécessaire de se placer plusieurs dizaines de secondes après la fin de passage de la source de chaleur sur la pièce. La convection de la pièce avec son environnement peut donc être négligée pour des temps d'observation courts et des géométries de pièce présentant une surface d'échange faible.

Le maximum obtenu pour les nœuds A, B, C et D est peu ($< 0{,}01$ %) influencé par le coefficient de convection. De même la forme de la courbe de température obtenue avant le maximum de température n'est pas liée à la prise en compte ou non de la convection. Il est donc judicieux de réaliser l'estimation du flux de la source de chaleur entrant dans une pièce en cours d'usinage en se basant sur les premières secondes de mesures afin de limiter l'influence de la convection.

A contrario, il est évident, que la convection joue un rôle très important lors de l'usinage d'une pièce industrielle (dimensions importantes et temps total d'usinage long).

4.3.3 Influence des paramètres du matériau

La conduction de la chaleur dans la pièce suit l'équation de la chaleur :

$$\frac{\partial T(x,y,z,t)}{\partial t} = D \cdot \Delta T(x,y,z,t) + \frac{P_{piece}}{\rho \cdot c}$$

avec $T(x,y,z,t)$ la température de la pièce au point de coordonnées (x,y,z) et à l'instant t, D la diffusivité thermique du matériau, ρ sa masse volumique, c sa capacité thermique massique et P_{piece} la puissance apportée à la pièce.

L'échauffement simulé de la pièce sera dépendant de la précision de mesure de la diffusivité thermique et du produit de la masse volumique par la capacité thermique du

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

matériau. En début de chapitre, les paramètres de l'alliage d'aluminium étudié et les incertitudes de mesure ont été donnés (tableau 4.1, page 65). Dans les deux prochains paragraphes, nous étudierons l'influence de l'incertitude associée aux paramètres matière sur le résultat de simulation.

4.3.3.1 Diffusivité thermique

On cherche à caractériser la sensibilité du modèle aux erreurs d'estimation de la diffusivité thermique. On réalise trois simulations complémentaires, en faisant varier uniquement la valeur de ce paramètre. Les autres paramètres des simulations sont identiques à ceux présentés dans la première partie du chapitre.

	Echauffement maximal (mK)			
	Nœud A	Nœud B	Nœud C	Nœud D
D_{ref} - 5%	70.828 (+5,1%)	27.634 (+1,6%)	16.087 (+0.5%)	11.388 (+0.15%)
$D_{ref} = 5.809\ 10^{-5}$ m^2/s	67.351	27.194	16.006	11.371
D_{ref} + 5%	66.067 (-1,9%)	27.317 (+0.45%)	16.057 (+0.3%)	11.382 (+0.1%)

TABLEAU 4.4 – Température maximale obtenue par la simulation pour trois valeurs de la conductivité thermique, source unitaire ($P_{piece} = 1$ W) se déplaçant à 20 m/min sur la surface supérieure de la pièce. Convection négligée.

Le tableau 4.4 donne la valeur maximal de l'échauffement obtenu pour les nœuds A, B, C et D en fonction de la diffusivité thermique D. Une incertitude d'estimation de 5% de la diffusivité thermique entraine une incertitude d'estimation de au plus 5% sur la température maximale atteinte localement et donc sur la puissance imposée en surface de la pièce. Plus le point de mesure de l'échauffement est proche de la surface sur laquelle la source est imposée et plus la sensibilité de la réponse aux paramètres du matériau est importante.

4.3.3.2 Capacité thermique massique et volume massique

Dans cette partie on cherche à caractériser la sensibilité de la réponse du modèle à l'erreur d'estimation de la capacité thermique massique et de la masse volumique du matériau. Ces deux paramètres apparaissent sous forme de produit dans l'équation de la chaleur. L'étude de sensibilité peut donc se réduire à l'étude de la sensibilité du modèle à la quantité $\rho \cdot c$.

La capacité thermique massique de référence est de 829 J / Kg.K et la masse volumique de référence de 2 741 Kg/m^3. Toujours pour une source de chaleur unitaire qui se déplace à la vitesse de 20 m/min sur la surface supérieure d'un parallélépipède tel que défini sur la figure 4.2. La convection de la pièce avec l'extérieur n'est pas prise en compte.

Le tableau 4.5 donne la valeur maximale de l'échauffement obtenu pour les nœuds A, B, C et D (cf. figure 4.3) pour trois valeurs du produit $\rho \cdot c$.

Une erreur d'estimation de 10% du paramètre $\rho \cdot c$ entraine une erreur d'estimation du même ordre sur l'estimation de la température maximale par simulation. De la même

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

	Echauffement maximal (mK)			
	Nœud A	Nœud B	Nœud C	Nœud D
$\rho \cdot c$ - 10%	73.143 (+8.6%)	30.333 (+11,6%)	17.839 (+11,5%)	12.646 (+11,2%)
$\rho \cdot c$	67.351	27.194	16.006	11.371
$\rho \cdot c$ + 10%	64.166 (-4.7%)	25.110 (-7.7%)	14.624 (-8.6%)	10.353 (-8.9%)

TABLEAU 4.5 – Température maximale obtenue par la simulation pour trois valeurs de la capacité thermique, source unitaire (P_{piece} = 1 W) se déplaçant à 20 m/min sur la surface supérieure de la pièce. Convection négligée.

manière, il est évident que ce paramètre va piloter directement la température de stabilisation de la pièce en fin d'homogénéisation (la capacité thermique volumique représente la quantité d'énergie qu'il faut apporter à une pièce de volume unitaire pour élever sa température d'une unité). La déduction de la source de chaleur apportée par l'usinage à la pièce est donc fortement sensible à ce paramètre.

Cette erreur intervient dans l'estimation de la source de chaleur mais pas dans l'étude de l'échauffement d'une pièce en usinage. En effet, l'équation de la chaleur (voir page 72) fait se compenser cette erreur : la source de chaleur est dans les deux cas rapportée au produit de la capacité thermique par la masse volumique du métériau.

Au global, les paramètre du matériau introduisent une source d'erreur de l'ordre de 15 % sur la réponse du modèle. Cette incertitude est liée à la fois à l'hypothèse de non dépendance des paramètres thermiques à la température et aux incertitudes sur l'estimation des paramètres du matériau.

4.3.4 Quantification de l'erreur de mesure de la température

La température maximale (T_{max}) mesurée par les thermocouples est proportionnelle à l'intensité de la source de chaleur se déplaçant sur la surface usinée. L'erreur relative de mesure de la température par les thermocouples introduira donc une erreur relative équivalente sur la mesure du flux de chaleur. L'erreur relative ε_{mes} commise sur l'estimation de la source de chaleur à partir du maximum de température mesuré est proportionnelle à l'erreur de mesure des thermocouples ΔT et inversement proportionnelle à la température mesurée T_{max}.

$$\varepsilon_{mes} = \frac{\Delta T}{T_{max}}$$

Pour les essais de fraisage, l'échauffement maximum mesuré est de l'ordre de quelques degrés. L'erreur de mesure sera donc de l'ordre de quelques pour cent. Au contraire, en perçage et taraudage, l'échauffement dans la zone proche de la surface usinée est de l'ordre de la dizaine de degrés. L'erreur de mesure des thermocouples sera donc inférieure au pour cent.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

4.3.5 Sensibilité de la mesure de température au positionnement des thermocouples

On s'intéresse maintenant à caractériser l'erreur maximale admissible sur la position des thermocouples pour avoir une identification de la source de chaleur entrant dans la pièce précise. La figure 4.5 présente l'évolution de la mesure de la température obtenue par simulation pour une pièce en alliage d'aluminium sur laquelle un flux de chaleur unitaire se déplace à la vitesse de 20 mètres par minute sur la face supérieure. On observe que pour obtenir une courbe de température avec un pic de température net, il est nécessaire de se placer proche de la surface sur laquelle le flux est imposée (dans les 4 premiers millimètres).

La figure 4.10 présente l'évolution de la température maximale en fonction de la distance à la surface usinée. On remarque dans la zone [0.5 mm - 2 mm] le gradient de température est très important. Afin d'estimer l'influence de l'erreur de position sur le point de mesure de la température (position du thermocouple), que nous notons ε_x, sur la mesure du maximum de température atteint lors du passage de la source de chaleur (notée ε_{pos}), nous proposons de linéariser localement la courbe présentée sur la figure 4.10. Ainsi, une estimation de l'erreur associée au positionnement du thermocouple dans la pièce sera estimée. A une distance de 1 mm, une erreur de positionnement du point de mesure de 0.1 millimètre ($\varepsilon_{pos} = 10$ %) entraîne une erreur d'estimation du flux de chaleur de $\varepsilon_{mes} = 2.7$ %. À 2 mm de la surface cette erreur est de $\varepsilon_{pos} = 1.2$ % (toujours pour une incertitude de positionnement du thermocouple de 0.1 mm, soit $\varepsilon_{pos} = 5\%$).

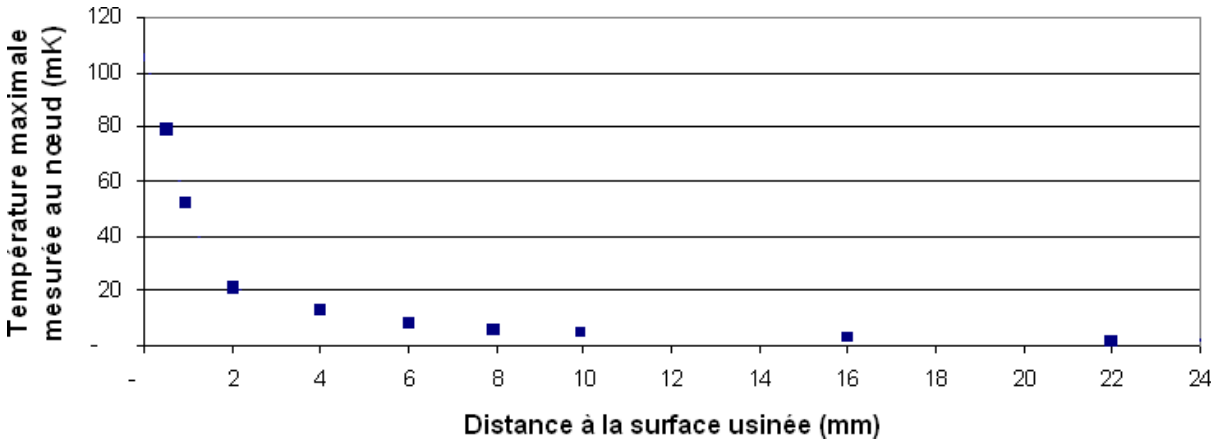


FIGURE 4.10 – Évolution de la température maximale mesurées aux nœuds en fonction de la distance à la surface usinée, Source de chaleur unitaire (1 Watt), se déplaçant à 20 m/min sur la surface supérieure de la pièce. Convection avec l'environnement négligée. Matériaux : AS9U3 ($\rho = 2650$ Kg / m^3, $\lambda = 150$ W / (m.K), $c = 945$ J / (Kg.K)S

4.3.6 Bilan

Dans cette partie, l'influence des paramètres du matériau, du positionnement des thermocouples et des conditions aux limites appliquées au modèle de simulation ont été

caractérisés. Nous avons mis en évidence que la convection de la pièce avec l'environnement peut être négligée à condition que la durée de l'étude soit faible (quelques secondes). La conduction de la pièce avec ses éléments de mise en position (montage d'usinage) peut également être négligée à condition que les surfaces de contact de la pièce avec le montage soient réduites et suffisamment éloignées de la surface sur laquelle la source de chaleur est imposée.

Dans le prochain paragraphe, la méthode inverse d'identification de la source de chaleur en usinage sera présentée. Cette méthode d'identification tiendra compte des incertitudes présentées dans ce chapitre afin de caractériser la précision des résultats obtenus.

4.4 Méthode d'identification de la chaleur entrant dans la pièce en cours d'usinage

Comme nous l'avons vu au chapitre précédent, la température maximale mesurée dans la pièce en cours d'usinage est proportionnelle à la source de chaleur due à la coupe. Cependant, cette température maximale mesurée est très sensible à la distance entre la surface usinée et le point de mesure (voir Figure 4.10).

Pour réduire l'influence de cette erreur, une méthode d'identification de la position du thermocouple et de la source de chaleur est proposée. Elle utilise les propriétés de forme des courbes de températures mesurées et obtenues par simulation en plus de la valeur maximale de la température. La forme de la courbe est exploitée afin de déterminer la position du thermocouple tandis que la température maximale mesurée est utilisée pour déterminer l'intensité de la source de chaleur entrant dans la pièce en cours d'usinage. Cette méthode se déroule ainsi en deux étapes : identification de la position du thermocouple puis l'identification de la source de chaleur due à la coupe. Après avoir détaillé cette méthode nous reviendrons sur l'influence des différentes sources d'incertitudes identifiées dans la partie précédente sur le résultat obtenu.

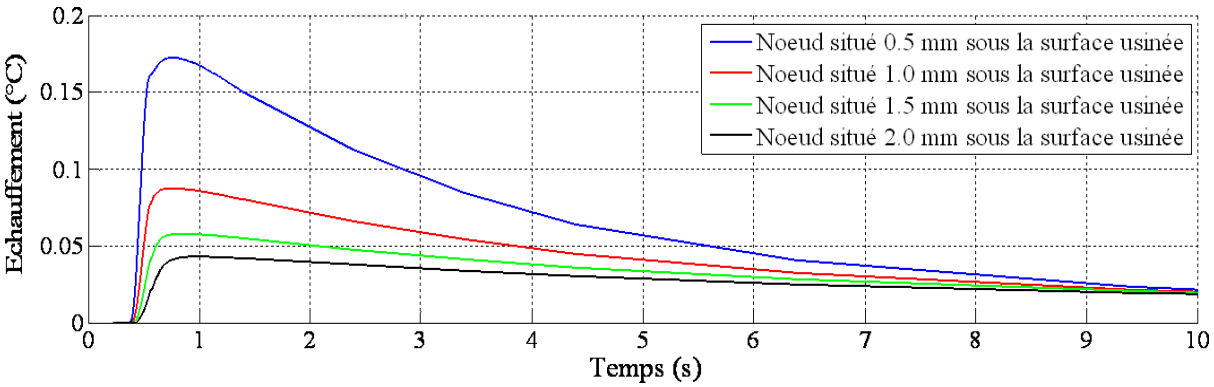


FIGURE 4.11 – Évolution de la température en fonction du temps pour 4 nœuds répartis verticalement entre la surface usinée et 0.9 mm sous celle-ci (pour une source de chaleur unitaire)

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

4.4.1 Étape 1 : identification de la position du thermocouple

On réalise la simulation du passage d'une source de chaleur unitaire (1 Watt) sur la pièce dans les mêmes conditions d'avance que l'essai d'usinage que l'on cherche à dépouiller. A chaque position du thermocouple correspond un maillage et donc une simulation différente. Les valeurs des paramètres matériau utilisés sont : densité :$\rho = 2.741$, conductivité thermique $\lambda = 132$ W/(m.K), capacité thermique : $c = 829$ J/(Kg.K) (voir tableau 4.1).

La figure 4.11 présente pour 4 nœuds répartis entre 0.5 et 2 mm sous la surface usinée la réponse du modèle de simulation. On remarque que plus on s'éloigne de la surface usinée, plus la courbe a tendance à diminuer en maximum et à s'élargir. Ceci est lié à la diffusion du signal de température dans la pièce suivant l'équation de la chaleur.

Afin d'identifier un encadrement de la position du thermocouple, on peut donc se servir de la forme de la courbe mesurée en la comparant aux courbes obtenues par simulation. Pour s'affranchir des conditions extérieures (convection naturelle et influence de la géométrie de la pièce notamment), l'identification est réalisée sur la portion de courbe située autour du pic d'échauffement (fenêtre de temps de 0.5 s centrée sur le pic de température). On utilise un critère des moindres carrés afin de déterminer quelle est la courbe simulée qui correspond le mieux à la courbe mesurée($\sigma^2 = \Sigma(T_{mesure} - T_{simulation})^2$).

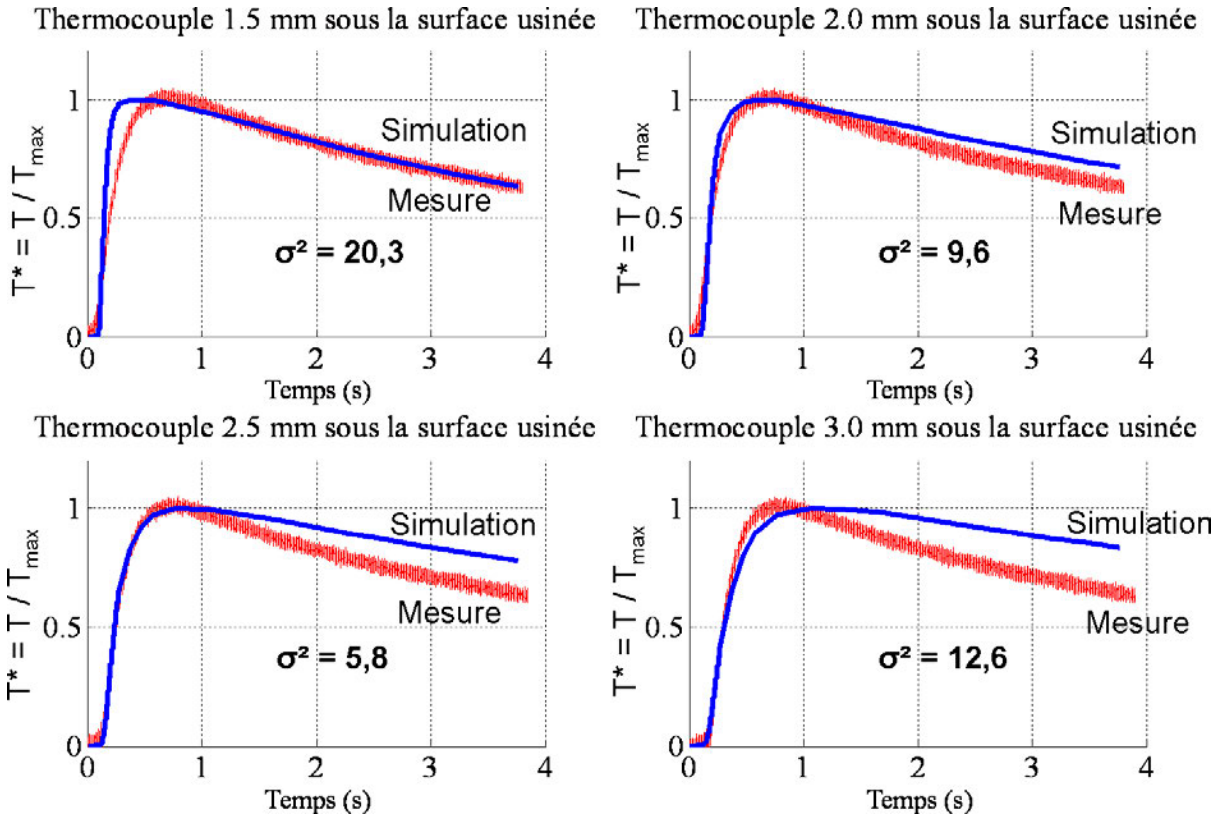


FIGURE 4.12 – Tracé de l'échauffement normalisé $T^* = \frac{T}{T_{max}}$ mesuré (rouge) et de l'échauffement normalisé simulé (bleu) pour différentes positions (1.5, 2, 2.5 et 3 mm sous la surface usinée) théoriques du thermocouple (Essai de fraisage 9, $a_p = 2$ mm, $V_c = 3000$ m/min, $f_z = 0.1$ mm/dt)

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

La figure 4.12 présente pour un essai de fraisage (a_p= 2 mm, V_c = 3000 m/min, f_z = 0.1 mm/dt, essai 9) la comparaison entre quatre positions du thermocouple et une courbe d'échauffement mesurée. On remarque que les simulations pour une position du thermocouple comprise entre 2 et 2.5 millimètres sont les plus proches de la courbe mesurée pendant la phase de montée en température. On en déduit ainsi que le thermocouple est situé à une distance comprise entre 2 et 2.5 mm de la surface usinée.

La figure 4.13 présente la comparaison entre les courbes de température obtenues par simulation et la courbe mesurée pour trois position du thermocouple comprise entre 2,3 et 2,5 mm sous la surface usinée. Par le critère des moindres carrés, on estime que le thermocouple est situé 2.4 mm sous la surface usinée.

Cette identification de la position du thermocouple dans la pièce est complétée d'une vérification de la mesure au pied à coulisse pour s'assurer de la cohérence du résultat.

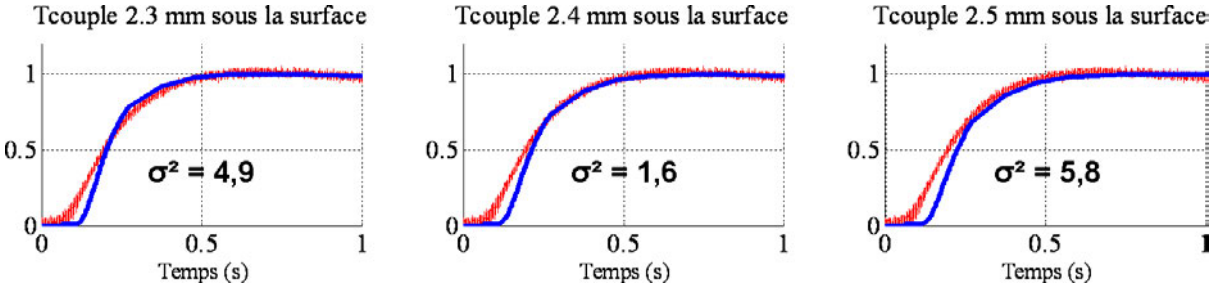


FIGURE 4.13 – Tracé de l'échauffement normalisé $T^* = \frac{T}{T_{max}}$ mesuré (rouge) et de l'échauffement normalisé simulé (bleu) pour différentes positions (2.3, 2.4, 2.5 mm sous la surface usinée) théoriques du thermocouple (Essai de fraisage 9, a_p = 2 mm, V_c = 3000 m/min, f_z = 0.1 mm/dt)

4.4.2 Étape 2 : Identification de la source de chaleur due à la coupe

La première étape nous a permis d'obtenir une estimation de la positon des thermocouples par rapport à la surface usinée. L'étape suivante consiste à estimer la quantité de chaleur entrant dans la pièce.

Pour cela on se sert de la température maximale mesurée par le thermocouple et des résultats de simulation. La température maximale obtenue en chaque nœud est directement proportionnelle à la source de chaleur imposée en surface. Le maximum de température mesuré par le thermocouple nous donne donc directement l'intensité de la source de chaleur réelle.

Pour l'essai de fraisage 9, présenté ci-dessus, l'échauffement maximal mesuré est de 2,7°C. Pour une source de chaleur unitaire et pour un point de mesure situé 2,4 mm sous la surface usinée, l'échauffement maximal est de 0,139°C. On en déduit donc que pour cet essai d'usinage l'échauffement dû au passage de l'outil sur la pièce correspond à une source de chaleur de P_{piece} = 19 W.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

4.4.3 Quantification des incertitudes

Différents paramètres introduisent une incertitude sur l'estimation de la source de chaleur par la méthode présentée ci-dessus :

- Incertitude de mesure de l'échauffement de la pièce,
- Incertitude de positionnement du thermocouple dans la pièce usinée,
- Incertitude sur les paramètres du matériau (de l'ordre de 15%, voir paragraphe 4.3.3),
- Incertitude de simulation numérique (de l'ordre de 5%, voir paragraphe 4.2).

Comme nous l'avons vu auparavant l'incertitude sur la mesure de l'échauffement de la pièce est inversement proportionnelle à la température mesurée : $\epsilon_{mes} = \frac{\Delta T}{T_{max}}$, avec $\Delta T = 0{,}2°$ C. Pour l'essai 9, l'incertitude sur l'intensité de la source est donc de 7%.

L'estimation de positionnement du thermocouple par rapport à la surface usinée est réalisée à +/- 0,1 mm. Cette estimation introduit une incertitude sur l'estimation de la source de chaleur qui dépend de la vitesse de déplacement de l'outil sur la pièce (voir page 75). Dans notre cas, cette incertitude est estimée à 9%.

Au global, pour l'essai de fraisage 9, la source de chaleur identifiée est de $P_{piece} = 19$ W +/- 36%.

La méthode présentée ci-dessus sera appliquée dans les deux prochains paragraphes à l'identification des sources de chaleur pour des opérations d'usinage élémentaires (fraisage, perçage et taraudage). Nous présenterons les essais de fraisage réalisés puis les essais de perçage et de taraudage. Les outils et les conditions de coupe utilisés ont été choisis de manière à être représentatifs des conditions rencontrées en atelier de production grande série automobile.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

4.5 Identification de la source de chaleur en fraisage

4.5.1 Définition de l'outil et des conditions de coupe

Les essais de fraisage sont réalisés avec une fraise de diamètre 63 millimètres munies de quatre plaquettes PCD. La géométrie de la pièce usinée est présentée sur la figure 4.14.

Les essais de fraisage ont été conduits, en l'absence de liquide de coupe, pour différents paramètres de coupe (profondeur de passe a_p = 1 et 2 mm, vitesse de coupe V_c = 2000, 3000 et 3750 m/min et avance par dent f_z = 0.1, 0.15 et 0.2 mm/dt).

4.5.2 Déroulement d'un essai

En fraisage, on mesure l'évolution de la température dans la pièce à l'aide de trois thermocouples. Un quatrième thermocouple permet de mesurer l'évolution de la température dans l'enceinte d'usinage (Figure 4.14).

Lors du fraisage de la pièce, deux sources de chaleur se déplacent sur la surface usinée. La première source est liée à la coupe du métal par la dent avant de la fraise. La seconde est liée au frottement (et éventuellement à la coupe) de la dent arrière de la fraise sur la pièce. Nous avons choisi de dissocier l'effet de chacune de ces sources en stoppant l'outil au dessus de la pièce avant d'attaquer le passage de l'arrière de l'outil (Figure 4.15). Après une temporisation de 20 secondes, la fraise est remise en mouvement pour quantifier l'effet du passage de la dent arrière sur l'échauffement de la pièce.

La figure 4.16 présente l'échauffement de la pièce pendant un essai de fraisage mesuré à l'aide de trois thermocouples implantés proches de la surface usinée et l'évolution de la température moyenne du centre d'usinage. On observe deux pics d'échauffement sur les courbes d'échauffement de la pièce séparés de 20 secondes environ. Le premier pic est lié à la coupe avant de la fraise et le second à la coupe arrière. On remarque également que

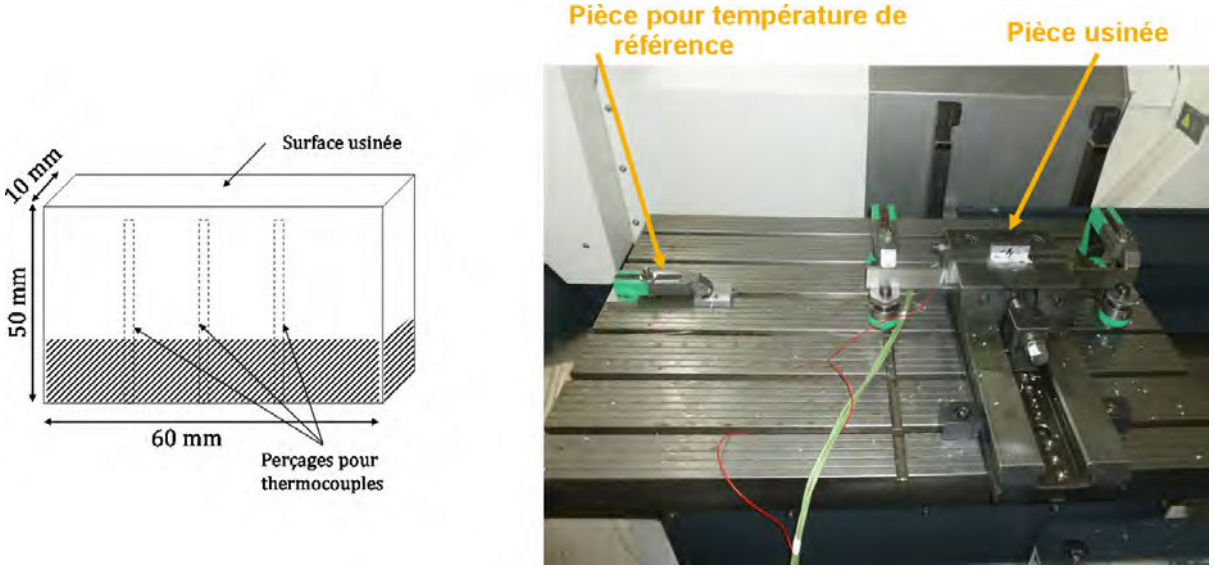


FIGURE 4.14 – Définition de la géométrie usinée et implantation de la pièce dans le centre d'usinage

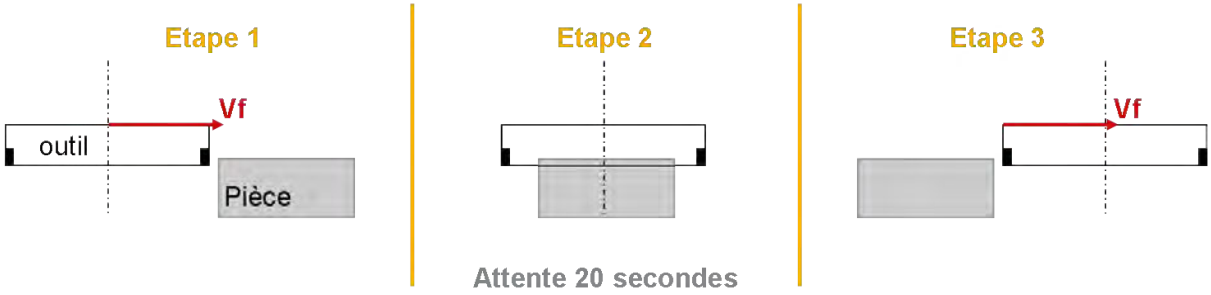


FIGURE 4.15 – Déroulement d'un essai de fraisage

l'échauffement mesuré par le thermocouple C (en rouge) est différent de ceux mesurés par les thermocouples B et D (en noir et bleu). Un mauvais positionnement du thermocouple C dans la pièce peut expliquer cet écart.

Le tableau 4.6 compare l'échauffement dû à la coupe avant de l'outil à l'échauffement dû au frottement de la dent arrière de l'outil. On remarque que cet échauffement est dix à trente fois plus faible que celui dû au passage de la dent coupant la matière. Par la suite nous nous intéresserons uniquement à caractériser le flux de chaleur lié à la coupe du matériau et nous négligerons ce deuxième flux.

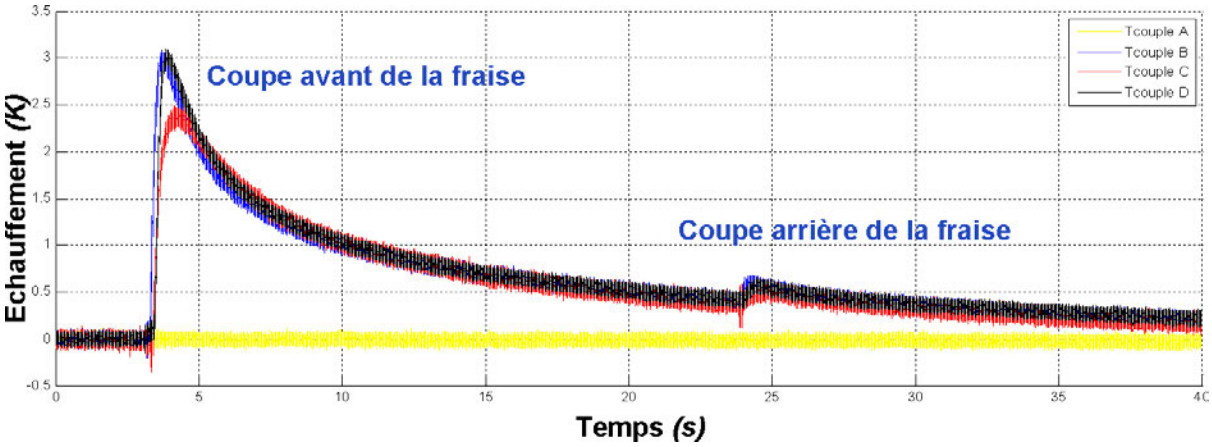


FIGURE 4.16 – Échauffement mesuré de la pièce (Essai F11, $V_c = 2000$ m/min, $a_p = 2$ mm et $f_z = 0.15$ mm/dt)

4.5.3 Évolution de la puissance de coupe en fonction des conditions de coupe

La puissance de coupe est mesurée à l'aide d'un wattmètre branché directement sur l'alimentation électrique de la broche. La puissance mesurée est donc la somme de la puissance de coupe P_c, des pertes mécaniques (frottements) P_{meca} et électriques (courants de Foucault) P_{elect}.

$$P = P_c + P_{meca} + P_{elect}$$

On suppose que ces pertes sont indépendantes de la charge (dans les gammes de vitesse utilisées pour l'usinage). Par la suite, on réalisera donc pour chaque essai deux

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

Essai	Profondeur de passe (mm)	Vitesse de coupe (m/min)	Avance (mm/dt)	Échauffement coupe avant (°C)	Échauffement coupe arrière (°C)	
F1	2	2000	0,1	8,1	0,2	3%
F2	1	2000	0,1	4,2	0,3	7%
F3	1	2000	0,2	2,7	0,2	9%
F4	2	2000	0,2	3,0	0,2	7%
F5	2	3750	0,1	5,7	0,5	9%
F6	2	3750	0,2	2,5	0,2	9%
F7	1	3750	0,1	5,8	0,4	7%
F8	1	3750	0,2	5,5	0,5	8%
F9	2	3000	0,1	2,7	0,1	3%
F10	2	3000	0,2	2,0	0,1	3%
F11	2	2000	0,15	3,1	0,2	5%
F12	1	3000	0,1	4,0	0,2	6%
F13	1	3000	0,2	2,7	0,3	9%
F14	2	3000	0,15	2,6	0,1	4%
F15	2	3750	0,15	3,0	0,2	8%
F16	1	2000	0,15	3,0	0,2	7%
F17	1	3000	0,15	2,8	0,2	8%
F18	1	3750	0,15	4,0	0,4	9%
F19	1	3750	0,25	4,9	0,4	9%

TABLEAU 4.6 – Comparaison de l'échauffement maximum dû à la coupe avant et à la coupe arrière de l'outil

mesures de puissance : une mesure à vide, et une mesure en usinage. L'écart entre ces deux mesures nous donne directement la puissance consommée par la coupe.

La figure 4.17 présente un exemple de mesure de puissance réalisé en fraisage. On

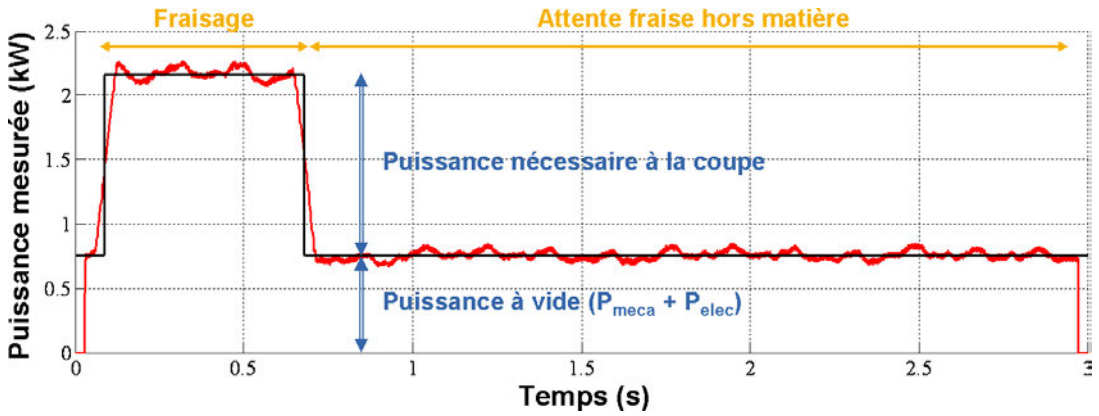


FIGURE 4.17 – Puissance à la broche mesurée en fraisage (Essai 11, $a_p = 2$ mm, $V_c = 2000$ m/min, $f_z = 0{,}15$ mm/dt, durée du fraisage : 593 ms)

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

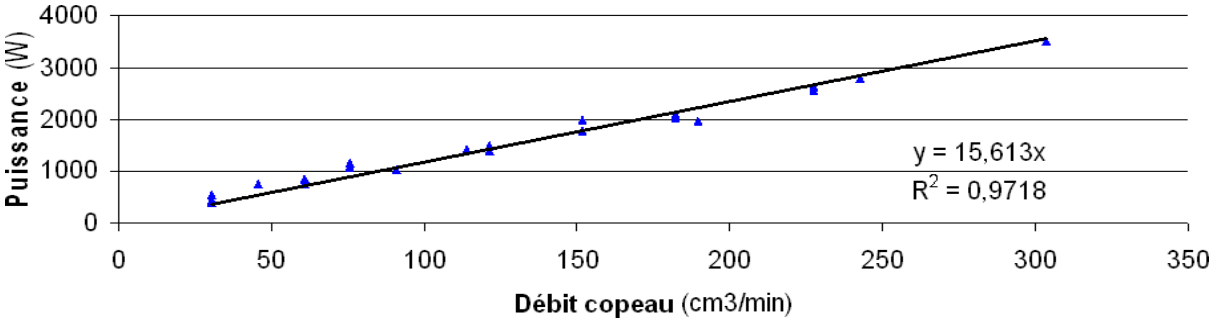


FIGURE 4.18 – Évolution de la puissance nécessaire à la coupe en fonction du débit copeau ($Q = a_p \cdot a_e \cdot v_f$).

distingue trois phases successives : la première (très courte) correspond à la mise en rotation de la broche (passage d'une puissance nulle à 800 Watts environ). Au cours de la deuxième phase, l'outil est en travail ; la puissance consommée à la broche est alors de l'ordre de 2 200 Watts. La troisième phase correspond à la rotation de l'outil en dehors de la pièce à usiner. La puissance consommée à la broche est alors de l'ordre de 800 Watts. La puissance nécessaire à la coupe de la matière par l'outil est l'écart entre la puissance à vide et la puissance mesurée pendant le fraisage.

La figure 4.18 présente l'évolution de la puissance de coupe mesurée en fonction du débit copeau. Comme nous l'avons vu au chapitre 2, la puissance nécessaire à la coupe en fraisage est proportionnelle au débit de matière retirée sur la pièce ($P_c = W_c.a_p.a_e.v_f$, voir paragraphe 2.2.4). Pour retirer un volume de 1 cm^3 par minute, il est nécessaire de fournir une puissance de W_c = 15,6 W / (cm^3/min) pour ce couple outil - matière.

4.5.4 Résultats des essais et discussion

La figure 4.19 donne l'évolution de la source de chaleur en fonction des paramètres de coupe. L'incertitude associée à chacune des mesures est indiquée sur ce graphique. Les trois paramètres de coupe (avance par dent f_z, profondeur de passe a_p et vitesse de coupe

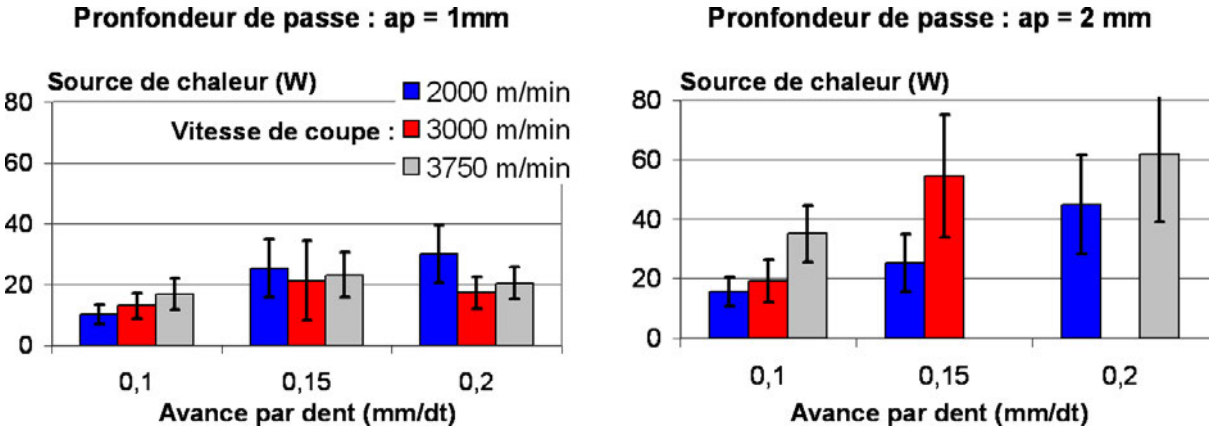


FIGURE 4.19 – Évolution de la source de chaleur mesurée (P_{piece}) en fraisage en fonction des paramètres de coupe pour une épaisseur coupée de a_e = 1 cm

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

V_c) semblent jouer le même rôle : l'augmentation des conditions de coupe se traduit par une augmentation de la quantité de chaleur introduite dans la pièce.

L'évolution de l'intensité de la source de chaleur entrant dans la pièce en fonction de la puissance nécessaire à la coupe est présentée sur la figure 4.20. Un parallèle est possible avec le débit de matière retirée à la pièce puisque la puissance de coupe est directement proportionnelle à ce débit copeau. La part de la puissance de coupe qui passe dans la pièce est faible : elle représente environ 2 % de la puissance de coupe.

L'industrie automobile cherche généralement à réduire au maximum le temps d'usinage des pièces afin d'augmenter la productivité des moyens d'usinage. Les conditions de coupe utilisées sont donc généralement élevées et les puissances de coupe associées importantes (c'est à dire supérieures à 2 kW). On retiendra donc que dans ces gammes de puissance la source de chaleur entrant dans une pièce en cours d'usinage est de l'ordre de 2% de la puissance nécessaire à la coupe. Le fraisage étant une opération de coupe extérieure et discontinue , il est logique que la plus grande partie de la puissance de coupe soit évacuée par l'outil et le copeau.

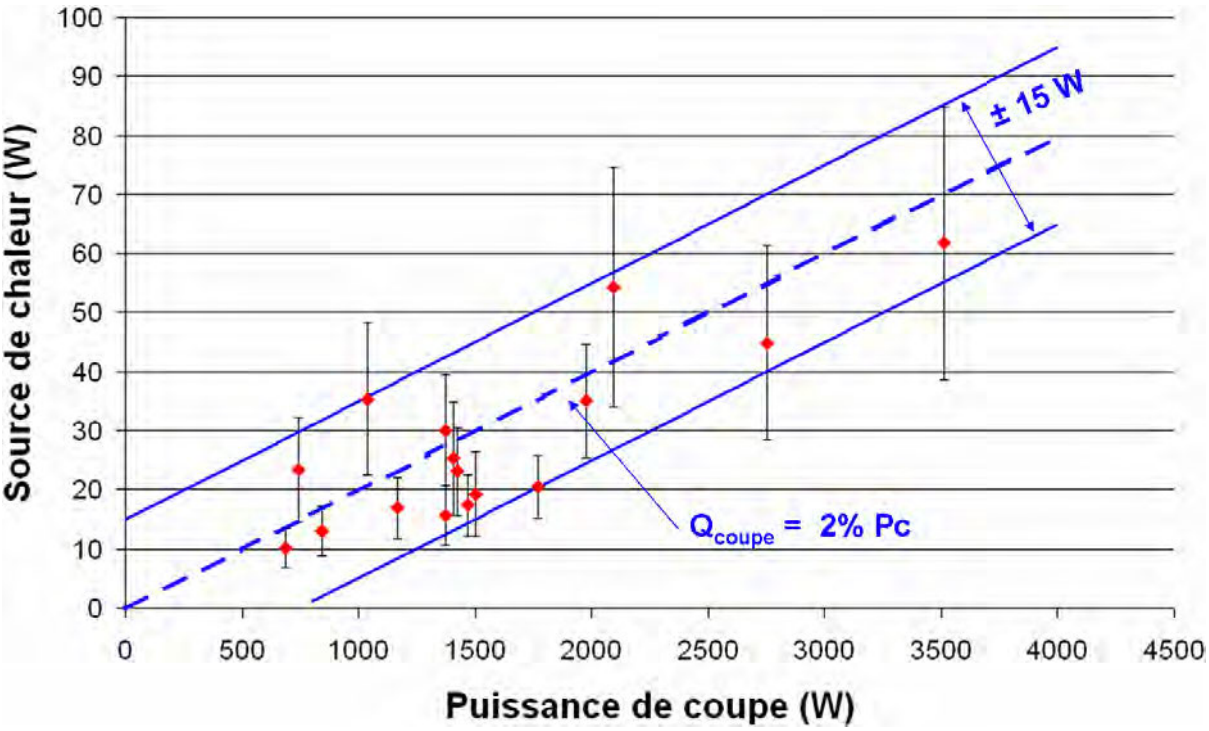


FIGURE 4.20 – Évolution de la source de chaleur mesurée en fraisage en fonction de la puissance de coupe mesurée pour une épaisseur coupée de $a_e = 1$ cm

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

Essai	Échauffement (°C)	Position Tcouple (mm)	Puissance de coupe P_c (W)	Source de chaleur P_{piece} (W)	$\frac{P_{piece}}{P_c}$	Incertitudes				Total
						Mesure température	Position du Tcouple	Param. matière	Simulation numérique	
F1	8,1	2,6	1375	15,7	1,1%	2%	10%	15%	5%	32%
F2	4,2	1,6	687	10,2	1,5%	5%	7%	15%	5%	32%
F3	2,7	0,6	1375	30,1	2,2%	7%	4%	15%	5%	31%
F4	3,0	2,6	2750	44,9	1,6%	7%	10%	15%	5%	37%
F5	5,7	0,6	1975	35,0	1,8%	4%	4%	15%	5%	27%
F6	2,5	2,4	3512	61,7	1,8%	8%	9%	15%	5%	37%
F7	5,8	1,4	1165	16,9	1,5%	3%	7%	15%	5%	30%
F8	5,5	0,4	1772	20,5	1,2%	4%	3%	15%	5%	26%
F9	2,7	2,4	1500	19,3	1,3%	7%	9%	15%	5%	37%
F10	2,0	0,4	2797	-	-	-	-	-	-	-
F11	3,1	3,4	1406	25,3	1,8%	6%	11%	15%	5%	38%
F12	4,0	1,4	845	13	1,5%	5%	7%	15%	5%	32%
F13	2,7	0,4	1469	17,4	1,2%	7%	3%	15%	5%	30%
F14	2,6	2,6	2092	54,3	2,6%	8%	10%	15%	5%	38%
F15	3,0	0,6	2552	-	-	-	-	-	-	-
F16	3,0	3,4	740	23,4	3,2%	7%	11%	15%	5%	38%
F17	2,8	2,4	1039	21,3	2,1%	7%	9%	15%	5%	37%
F18	4,0	1,4	1424	23,1	1,6%	5%	7%	15%	5%	32%
F19	4,9	0,4	1960	-	-	-	-	-	-	-

TABLEAU 4.7 – Synthèse des essais de fraisage réalisés

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

4.6 Identification de la source de chaleur en perçage et taraudage

4.6.1 Définition des outils et des conditions de coupe

Les essais d'identification des sources de chaleur pour les opérations de perçage et taraudage ont été menés en utilisant les même pièces d'essais. Le choix des tarauds utilisés (M6x1, M8x1.25 et M10x1.5) a conditionné les diamètres de perçage étudiés (5, 6.75 et 8.5 mm). Les conditions de coupe explorées sont précisées sur le tableau 4.8. Elles ont été choisies en fonction des préconisations des fournisseurs outils et des conditions standards issues de la production automobile. Les forets et les tarauds utilisés sont en carbure et disposent de goujures hélicoïdales afin de faciliter l'évacuation des copeaux (l'ensemble des usinages est réalisé en l'absence totale de lubrification).

	Profondeurs de perçage L_p	Profondeurs de taraudage L_t	Position thermoc. L_c	Vitesse de coupe (m/min)	Avance par dent (m/dt)
Foret 5 mm	20 mm	15 mm	6 mm	150 - 225 - 280	0,1 - 0,2
Taraud M6x1				20 - 30 - 40	
Foret 6.75 mm	22 mm	15 mm	5 mm	225 - 300 - 375	0,1 - 0,2
Taraud M8x1.25				20 - 30 - 40	
Foret 8 mm	25 mm	15 mm	4 mm	225 - 300 - 375	0,1 - 0,2
Taraud M10x1.5				20 - 30 - 40	

TABLEAU 4.8 – Définition de la position des thermocouples, des profondeurs de perçage et taraudage et des conditions de coupe testées

La figure 4.21 précise la géométrie de la pièce usinée. La pièce est munie de trois thermocouples positionnés au plus près de la zone usinée (1 à 2 mm). Le tableau 4.8 précise pour chaque outil testé la profondeur usinée (L_p pour le perçage et L_t pour le taraudage) ainsi que la longueur du perçage de mise en position du thermocouple (L_c).

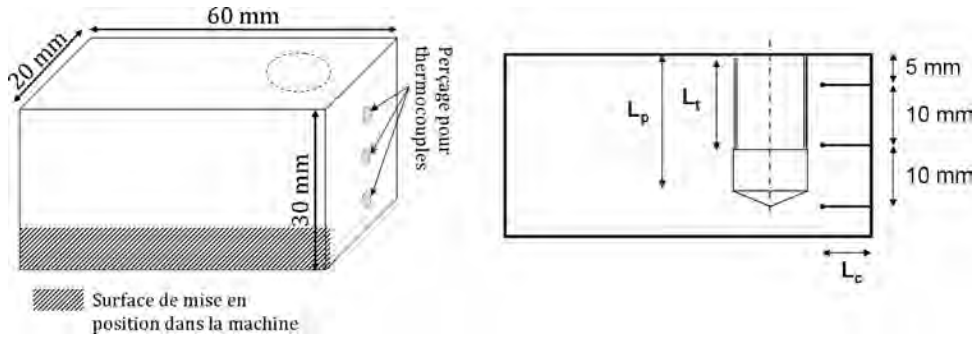


FIGURE 4.21 – Définition de la géométrie des pièces de perçage et taraudage

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

4.6.2 Déroulement d'un essai

La pièce est mise en maintenue en position dans le centre d'usinage à l'aide d'un étau. Les surfaces de contact entre la pièce et le montage sont réduites au strict minimum afin de limiter la sensibilité des mesures d'échauffement à la conduction entre la pièce et le montage d'usinage.

Le perçage de la pièce est réalisé en premier. L'outil descend puis remonte à la vitesse d'avance programmée. Une fois la pièce percée, un chanfrein est réalisé afin de faciliter le taraudage de la pièce. Après quelques minutes de stabilisation de la température de la pièce, le taraudage est effectué en utilisant une même vitesse d'avance pour la descente et la remontée de l'outil.

Différentes mesures sont conduites pendant les usinages : mesure de la puissance électrique consommée à la broche, mesure de l'échauffement de la pièce et mesure de la position de l'outil par rapport à la pièce usinée. Cette dernière nous permettra d'identifier avec précision les phases d'usinage de la pièce.

4.6.3 Évolution de la puissance de coupe en fonction des conditions de coupe

Comme pour les essais réalisés en fraisage, la puissance de coupe est estimée à partir d'une mesure de la puissance électrique consommée par la broche d'usinage. Un exemple de mesure de puissance électrique consommée à la broche en perçage puis un exemple en taraudage seront présentés dans cette partie.

4.6.3.1 Puissance de coupe en perçage

La figure 4.22 présente une mesure de puissance électrique consommée à la broche pour un essai de perçage (Essai P1, foret diamètre 8.5 mm, vitesse de coupe $V_c = 225$ m/min, avance par dent $f_z = 0.1$ mm/dt). On distingue quatre phases successives : la première (①) correspond à une rotation de la broche hors matière, la deuxième (②) à la descente du foret dans la pièce, la troisième (③) à la remontée du foret et enfin la dernière (④) de nouveau à une rotation de l'outil hors matière. Durant la première et la dernière phase la puissance consommée par la broche est de 1340 Watts environ. La réalisation du

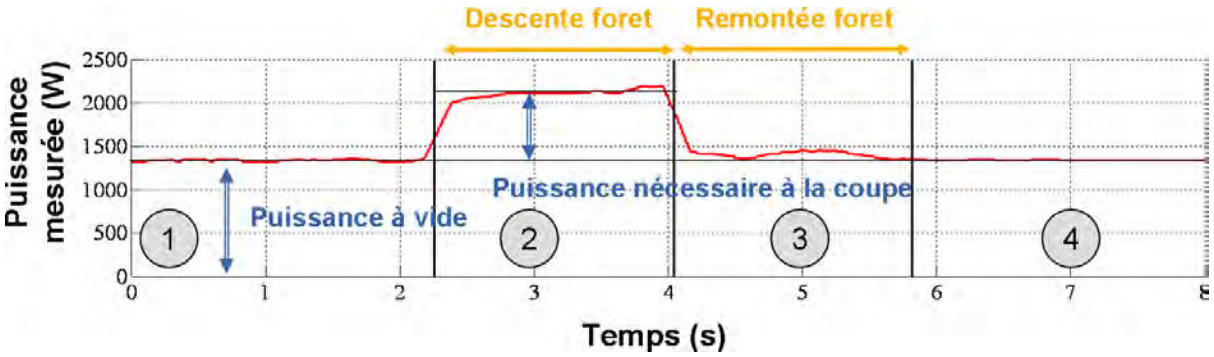


FIGURE 4.22 – Puissance à la broche mesurée en perçage (Essai P1, foret diamètre 8.5 mm, vitesse de coupe $V_c = 225$ m/min, avance par dent $f_z = 0.1$ mm/dt)

perçage nécessite une puissance de 800 Watts. Durant le perçage, la puissance augmente également légèrement avec la descente de l'outil dans la pièce. Cet aspect est lié au frottement du foret sur le cylindre usiné. Cet effet est également légèrement visible lors de la remontée de l'outil.

Lors de l'attaque de la pièce par l'outil, la puissance augmente progressivement avec l'augmentation de la section coupée avant de se stabiliser une fois l'outil complètement engagé. Notre estimation de la puissance consommée à la broche correspond à la moyenne de la puissance consommée par la broche (hors puissance à vide) une fois l'outil complètement engagé dans la pièce.

La figure 4.23 présente pour les trois couples outil - matière testés l'évolution de la puissance nécessaire à la coupe en fonction du débit copeau. Cette puissance consommée est de l'ordre 0.5 à 2.5 kiloWatts, c'est à dire du même ordre de grandeur que la puissance consommée en fraisage.

Comme nous l'avons vu au chapitre 2.2.4, la puissance de coupe s'exprime en perçage comme le produit du coefficient spécifique de coupe k_c par le débit copeau Q.

$$\begin{aligned} P_c &= k_c \cdot Q \\ &= k_c \cdot f_z \cdot \frac{d}{2} \cdot v_c \end{aligned}$$

avec f_z l'avance par dent, d le diamètre du foret et v_c la vitesse de coupe.

Les régressions linéaires présentés sur la figure 4.23 permettent d'évaluer les coefficients spécifiques de coupe pour les trois couples outil - matière testés. Pour le foret de 5 mm on a $k_c = 462$ N/mm^2, pour le foret de 6.75 mm, $k_c = 498$ N/mm^2 et pour le foret de 8.5 mm, $k_c = 510$ N/mm^2.

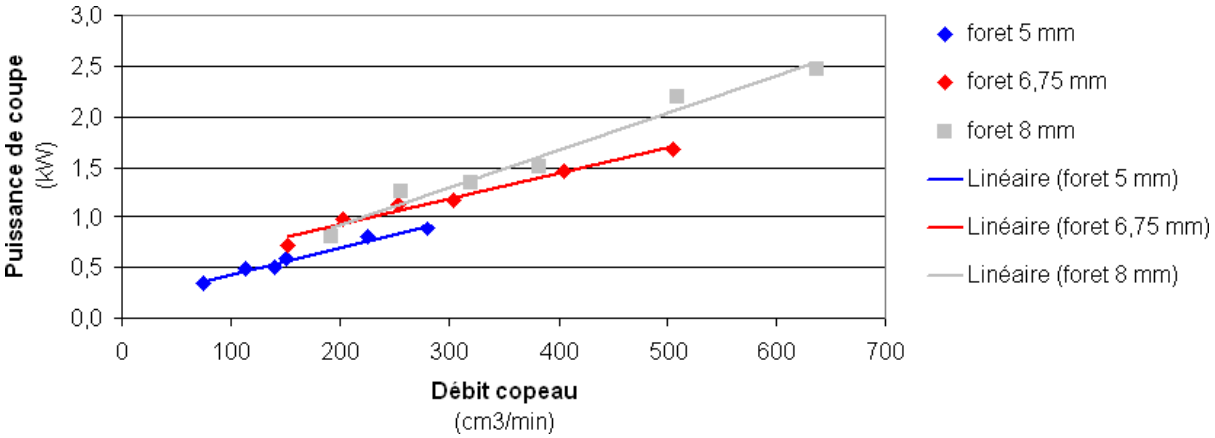


FIGURE 4.23 – Évolution de la puissance nécessaire à la coupe en perçage en fonction du débit copeau $Q = f_z \cdot \frac{d}{2} \cdot v_c$

4.6.3.2 Puissance de coupe en taraudage

La figure 4.24 présente l'évolution de la puissance électrique consommée à la broche durant un essai de taraudage (Essai T7, taraud M8x1.25, vitesse de coupe $V_c = 20$ m/min). On distingue de nouveau quatre phases successives. La première (①) et la dernière phases

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

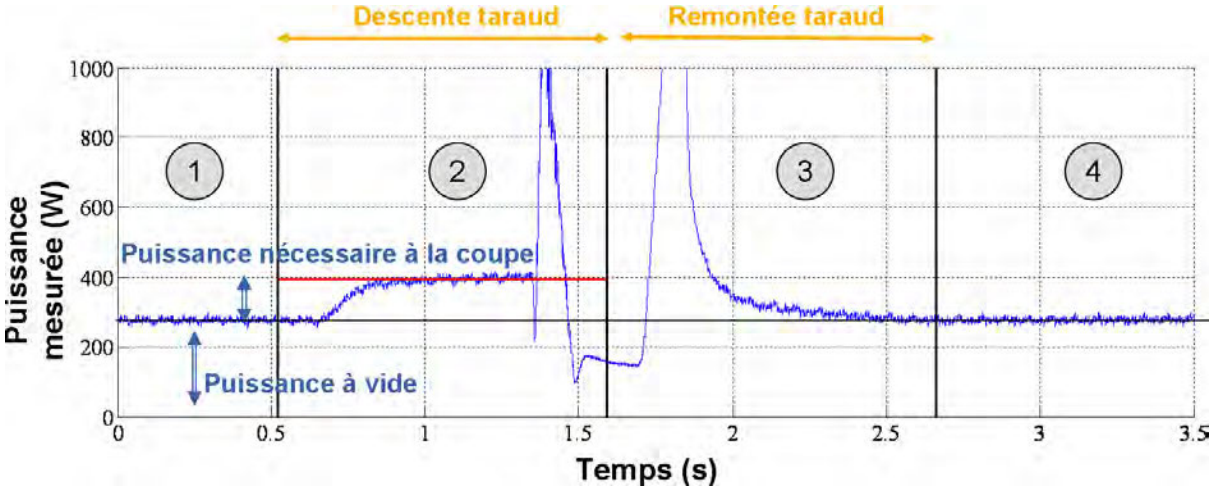


FIGURE 4.24 – Puissance à la broche mesurée en perçage (Essai T7, taraud M8x1.25, vitesse de coupe $V_c = 20$ m/min)

(④) correspondent à la rotation de l'outil hors matière. La deuxième phase (②) est la descente du taraud dans la pièce : c'est la phase durant laquelle les filets sont formés. On distingue nettement au début de cette phase une augmentation progressive de la puissance consommée. Cette augmentation correspond à l'entrée des premiers filets du taraud dans la pièce. La puissance consommée se stabilise ensuite avant de varier brusquement lors de l'arrêt de la rotation de la broche d'usinage. La troisième phase d'usinage (③) commence par une variation brusque de la puissance consommée (due à la remise en rotation de la broche d'usinage dans le sens de rotation opposé). La puissance consommée se stabilise ensuite progressivement jusqu'au dégagement de l'outil hors matière. L'estimation de la puissance nécessaire à la coupe est réalisée sur la phase stabilisée de la descente de l'outil.

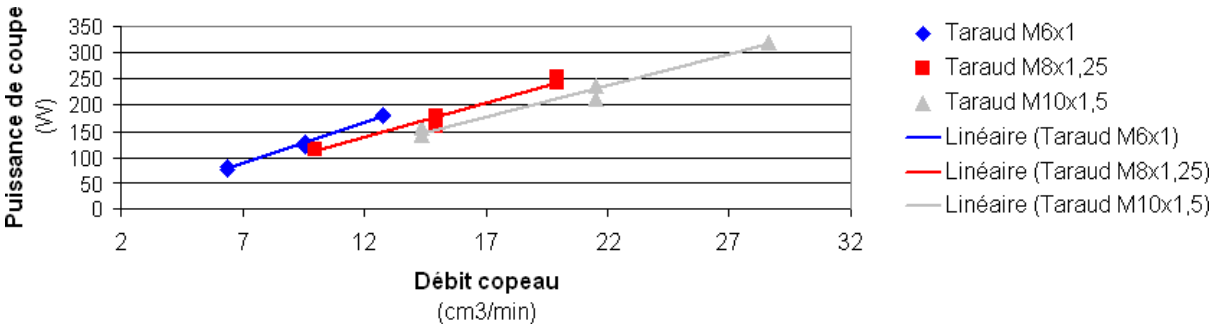


FIGURE 4.25 – Évolution de la puissance nécessaire à la coupe en taraudage en fonction du débit copeau

La figure 4.25 présente l'évolution de la puissance consommée en taraudage en fonction du débit copeau pour les couples outil - matière testés. La puissance nécessaire à la réalisation d'un taraudage est bien inférieure à celles consommées pour des opérations de fraisage ou perçage. Ceci est notamment dû à un débit copeau plus faible.

Au chapitre 2, nous avons vu que la puissance de coupe s'exprime en taraudage en fonction du coefficient spécifique de coupe k_c, du pas du taraud p, de son diamètre nominal

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

d et de la vitesse de rotation de l'outil N.

$$P_c = k_c \cdot p^2 \cdot d \cdot N$$

On estime ainsi les coefficients spécifiques de coupe pour les outils utilisés : pour le taraud M6, $k_c = 178$ N/mm^2, pour le M8, $k_c = 197$ N/mm^2 et pour le M10, $k_c = 222$ N/mm^2.

4.6.4 Résultats des essais et discussion

Dans la partie précédente nous avons décrit les conditions expérimentales utilisés et les mesures de puissance de coupe réalisées. Nous présentons ici les résultats issus des essais. Les courbes de l'échauffement de la pièce pendant l'usinage seront analysés puis nous nous préciserons les sources de chaleur introduites dans la pièce en fonction des conditions de coupe.

4.6.4.1 Mesure de l'échauffement de la pièce en perçage

La figure 4.26 présente l'évolution de la température de la pièce pendant un essai de perçage (Essai P1, foret diamètre 8.5 mm, vitesse de coupe $V_c = 225$ m/min, avance par dent $f_z = 0.1$ mm/dt). L'évolution de la température mesurée dépend fortement de la position du thermocouple par rapport au fond de perçage. Le thermocouple situé sur le dessus (courbe A, en rouge) est le premier à monter en température. On distingue nettement deux phases sur la courbe de température correspondant au passage de deux sources de chaleur. La première est due à la coupe de la matière pendant la descente du foret et la seconde au frottement de la pointe de l'outil lors de la remontée. Le même type de courbe est observée pour le deuxième thermocouple (courbe B en bleu). Le second pic de température est cependant moins marquée. Pour le troisième thermocouple (courbe C en noir), implanté à hauteur du fond de perçage, un seul pic de température est observée.

Après quelques dizaines de secondes, les températures mesurées par les trois thermocouples sont identiques.

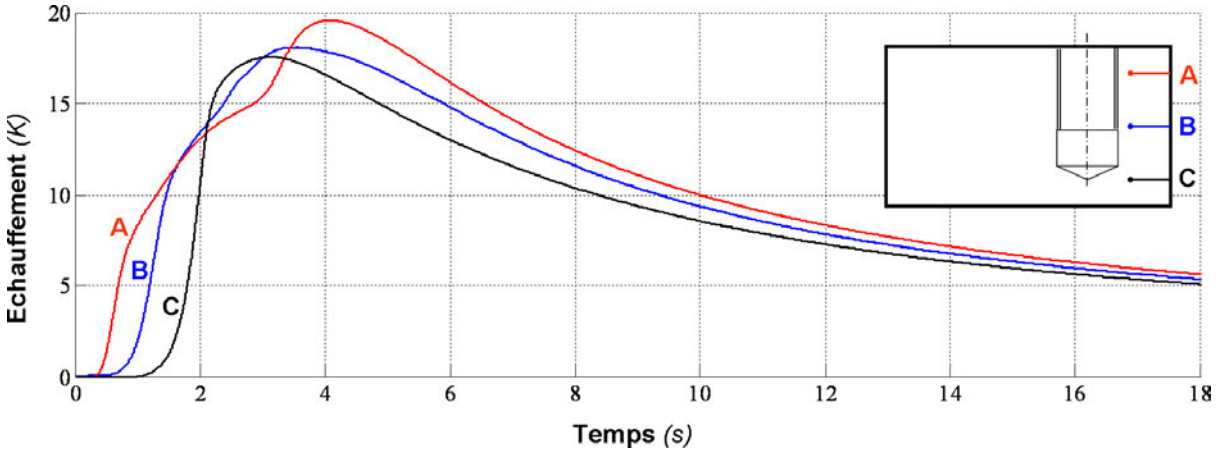


FIGURE 4.26 – Échauffement de la pièce en fonction du temps pour un essai de perçage (Essai P1, foret diamètre 8.5 mm, vitesse de coupe $v_c = 225$ m/min, avance par dent $f_z = 0.1$ mm/dt)

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

L'identification de la position du thermocouple dans la pièce sera réalisée sur le deuxième pic de température de la pièce (pic le plus marqué sur l'ensemble des essais). Pour l'identification de la source de chaleur nous ne considérerons qu'une seule source provoquant l'échauffement maximum mesuré sur la pièce. Les deux sources de chaleur (à la descente et à la montée de l'outil) sont liés et échauffent la pièce à deux instants très proches. Nous ne chercherons donc pas à distinguer leurs effets respectifs.

Essai	Diamètre foret (mm)	Vitesse de coupe (m/min)	Avance par dent (mm/dt)	Échauffement mesuré Tcouple 1 (K)	Tcouple 2 (K)	Tcouple 3 (K)
P1	8.5	225	0.1	19.6	18.1	17.6
P2	8.5	225	0.2	12.6	13.3	11.8
P3	8.5	375	0.1	30.1	24.0	20.9
P4	8.5	375	0.2	27.3	22.8	17.7
P5	8.5	300	0.1	35.3	32.0	25.6
P6	8.5	300	0.2	23.33	18.0	15.9
P7	6.75	225	0.1	12.6	13.3	9.3
P8	6.75	225	0.2	11.8	9.3	6.5
P9	6.75	375	0.1	11.8	11.5	7.7
P10	6.75	375	0.2	9.8	7.0	5.2
P11	6.75	300	0.1	17.8	15.9	11.1
P12	6.75	300	0.2	11.1	10.9	7.3
P13	5	225	0.1	10.0	6.3	4.0
P14	5	225	0.2	4.2	6.3	1.9
P15	5	225	0.2	5.3	6.5	2.3
P16	5	150	0.1	9.0	11.2	4.9
P17	5	150	0.2	6.4	5.5	3.1
P18	5	280	0.1	6.7	6.4	3.7
P19	5	280	0.2	4.9	6.7	2.2

TABLEAU 4.9 – Conditions de coupe et échauffement maximal mesuré par les trois thermocouples pendant les essais de perçage

Le tableau 4.9 précise en fonction des conditions de coupe l'échauffement maximal mesuré par chacun des thermocouples. Pour les forets de diamètre 6.75 et 5 mm, on notera que le fond de perçage est situé entre le deuxième et le troisième thermocouple. Le dernier thermocouple ne voit donc pas passer l'outil de coupe. Cela explique les températures maximales beaucoup plus faibles.

Il semble normal que l'échauffement maximal mesuré sur le premier thermocouple soit supérieur à celui mesuré sur le deuxième : le premier thermocouple est échauffé par la coupe puis par le frottement de l'outil dans le cylindre et le passage des copeaux chauds dans les goujures. Pour les essais P2, P7, P14, P15 (répétition du précédent) et P19 un phénomène inverse est observée (principalement pour les petits diamètres d'outils). Cela peut être dû à un problème de coupe en pointe d'outil (présence d'une arrete rapportée par exemple).

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

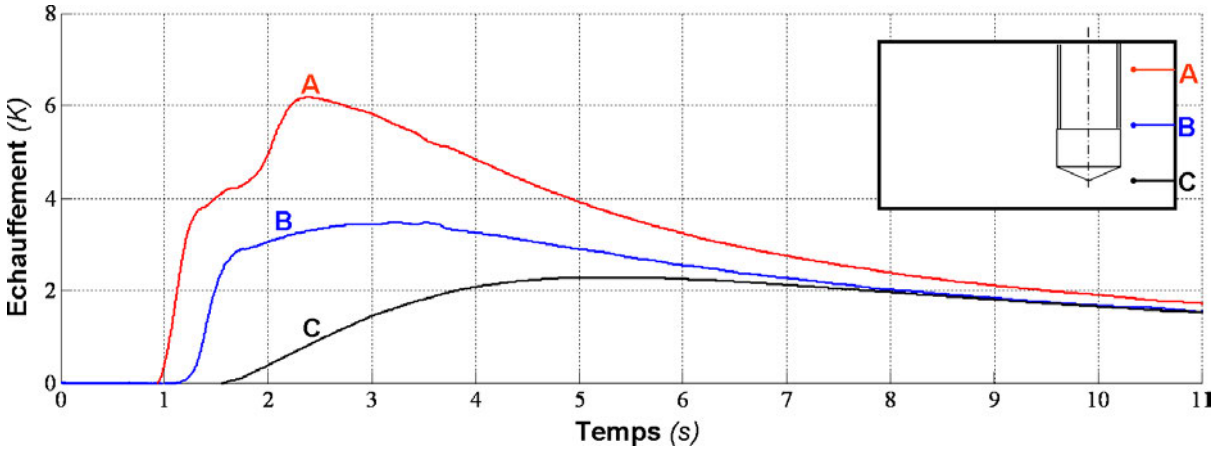


FIGURE 4.27 – Échauffement de la pièce en fonction du temps pour un essai de taraudage (Essai T2, Taraud M10x1.5, vitesse de coupe $V_c = 20$ m/min)

4.6.4.2 Mesure de l'échauffement de la pièce en taraudage

La figure 4.27 présente l'évolution de la température de la pièce en fonction du temps pour un essai de taraudage (Essai T2, Taraud M10x1.5, vitesse de coupe $V_c = 20$ m/min). En taraudage, on distingue deux sources de chaleur : la première correspond à la formation (par la coupe du métal) du filet et la seconde au frottement du taraud sur les filets. Comme en perçage, deux pics d'échauffement sont visibles pour le premier thermocouple (courbe A en rouge). Pour le second (courbe B en bleu), un palier est observé. Ce palier correspond à l'arrêt de l'outil en fond de taraudage nécessaire à l'inversion de la rotation de l'outil pour la remontée. Le troisième thermocouple (courbe C en noir) ne voyant pas passer le taraud, l'évolution de l'échauffement mesuré est lent. Le pic est peu marqué. En fin d'essai, après quelques dizaines de secondes, la température de la pièce se stabilise.

Comme pour le perçage, l'identification de la position du thermocouple dans la pièce

Essai	Taraud	Vitesse de coupe (m/min)	Echauffement mesuré Tcouple 1 (K)	Tcouple 2 (K)
T1	M10	20	5.7	3.2
T3	M10	30	5.3	2.8
T5	M10	40	5.7	3.2
T7	M8	20	3.9	2.6
T9	M8	30	4.4	2.7
T11	M8	40	4.8	2.9
T13	M6	20	4.0	3.5
T15	M6	20	3.5	3.2
T17	M6	30	2.9	2.2

TABLEAU 4.10 – Conditions de coupe et échauffement maximal mesuré par les deux premiers thermocouples pendant les essais de taraudage

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

usinée sera réalisée sur le deuxième pic d'échauffement. L'identification du flux ne sera faite qu'à partir de la température maximale mesurée par le premier thermocouple afin de s'affranchir de l'effet lié à l'arrêt de la broche d'usinage.

Le tableau 4.10 précise pour les deux premiers thermocouples l'échauffement maximal mesuré en fonction des conditions de coupe. L'échauffement mesuré par le premier thermocouple est supérieur à celui mesuré par le second.

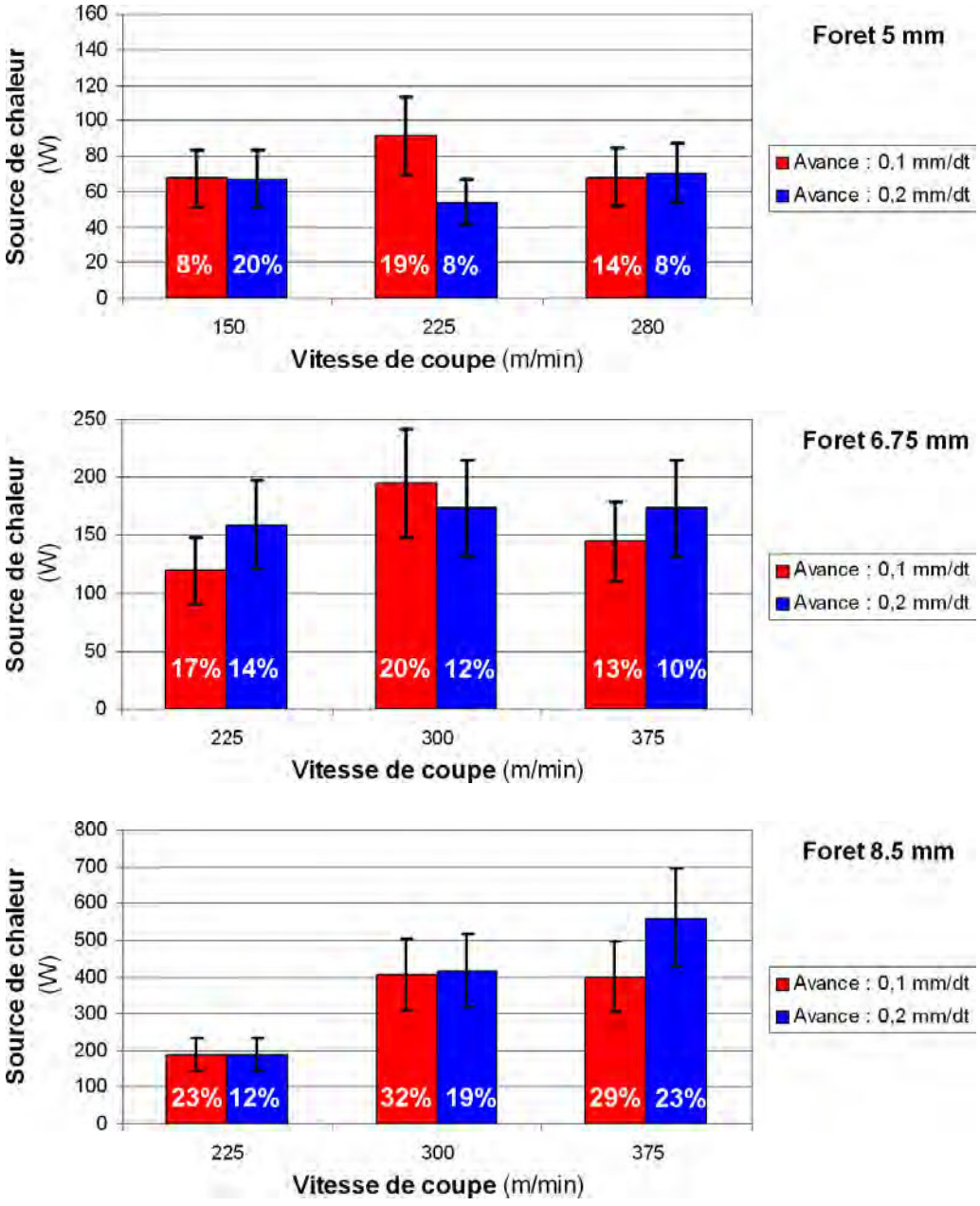


FIGURE 4.28 – Évolution de la source de chaleur (P_{piece}) entrant dans la pièce en perçage en fonction du diamètre percé et des conditions de coupe

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

4.6.4.3 Identification des sources de chaleur

Perçage :

Les sources de chaleur identifiés lors des essais de perçage sont présentées sur la figure 4.28 pour les forets de diamètre 5, 6.75 et 8.5 millimètres en fonction des conditions de coupe utilisées. Les pourcentages indiqués sur la figure correspondent à la part de la puissance de coupe injectée dans la pièce.

Le diamètre percé influence fortement la quantité de chaleur apportée à la pièce par la coupe de la matière. Ainsi, pour un foret de diamètre 5 millimètres, la source de chaleur est de l'ordre de 70 à 80 Watts tandis que pour un foret de diamètre 8.5 millimètres la source de chaleur peut atteindre près de 500 Watts.

Pour les deux premiers diamètres usinés (5 et 6.75 mm), la source de chaleur identifiée semble peu dépendante des conditions de coupe (vitesse de coupe et avance par dent). Au contraire pour le foret de diamètre 8.5 mm, la puissance injectée dans la pièce dépend peu de la vitesse d'avance de l'outil mais augmente fortement avec la vitesse de coupe.

La puissance injectée dans la pièce est une part de la puissance mécanique consommée par la broche. Cette puissance consommée par la broche d'usinage correspond à la puissance nécessaire à la coupe du métal et à la puissance consommée par les frottements de l'outil sur la pièce. On considère généralement en usinage grande vitesse que la totalité de la puissance de coupe est convertie en chaleur. On remarque que la partition de la puissance de coupe varie fortement en fonction du diamètre de l'outil et de l'avance. Augmenter la vitesse d'avance de l'outil permet de transférer la puissance de coupe vers les outils et les copeaux plutôt que vers la pièce usinée. Si l'on souhaite limiter l'échauffement de la pièce, l'usineur a plutôt intérêt à augmenter la vitesse d'avance de l'outil plutôt qu'à jouer sur la vitesse de coupe. Bien que la puissance nécessaire à l'usinage soit ainsi augmentée, l'échauffement de la pièce sera limité.

Taraudage :

La figure 4.29 présente les résultats d'identification des sources de chaleur pour les essais de taraudage en fonction du diamètre nominal de l'outil et de la vitesse de coupe. Les pourcentages indiqués correspondent à la part de puissance de coupe injectée sous forme de chaleur dans la pièce usinée. En taraudage, environ le tiers de la puissance consommée à la broche est convertie en chaleur. Les mécanismes associés sont liés à la

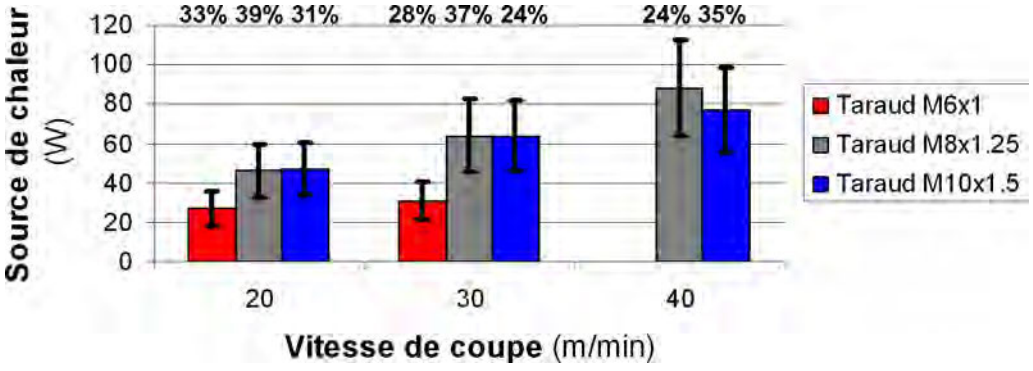


FIGURE 4.29 – Évolution de la source de chaleur (P_{piece}) entrant dans la pièce en taraudage en fonction du diamètre nominal taraudé et de la vitesse de coupe

coupe du métal par le taraud ainsi qu'au frottement des filets de l'outil dans la pièce.

La source de chaleur augmente à la fois avec la vitesse de coupe et le diamètre nominal de l'outil. Elle passe ainsi d'une trentaine de Watts à 20 m/min à environ 80 Watts à 40 m/min. Ceci est lié à l'augmentation de la puissance dissipée par les frottements de l'outil sur la pièce (cette puissance est proportionnelle à la pression de contact outil pièce est à la vitesse de glissement de l'outil par rapport à la pièce).

4.7 Conclusion

Ce chapitre nous a permis de présenter en détail le modèle de simulation et la méthode utilisée pour réaliser l'identification des sources de chaleur en usinage. Cette méthode a été appliquée à des opérations de fraisage, perçage et taraudage d'un alliage d'aluminium. Les sources de chaleur identifiées pour ces usinages élémentaires nous permettent d'alimenter le modèle de simulation des déformations d'une pièce pendant son usinage. Ce modèle sera mis en œuvre dans le prochain chapitre afin d'étudier les déformations induites par l'échauffement d'un carter de boite de vitesses automobile.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

Essai	Échauffement (°C)	Position Tcouple (mm)	Puissance de coupe P_c (W)	Source de chaleur $P_{pièce}$ (W)	$\frac{P_{pièce}}{P_c}$	Incertitudes				Total
						Mesure température	Position du Tcouple	Param. matière	Simulation numérique	
P1	19,6	1,7	802	187	23	2%	2%	15%	5%	24%
P2	12,6	1,7	1511	187	12	2%	2%	15%	5%	24%
P3	30,1	1,7	1355	398	29	1%	2%	15%	5%	23%
P4	27,3	1,8	2471	560	22	1%	2%	15%	5%	23%
P5	35,3	1,7	1263	405	32	1%	2%	15%	5%	23%
P6	23,3	1,7	2189	415	18	1%	2%	15%	5%	23%
P7	12,6	1,7	723	119	16	2%	3%	15%	5%	25%
P8	11,8	1,6	1175	158	13	2%	3%	15%	5%	25%
P9	11,8	1,7	1131	144	12	2%	3%	15%	5%	25%
P10	9,8	1,6	1684	173	10	3%	3%	15%	5%	26%
P11	17,8	1,6	988	194	19	2%	3%	15%	5%	25%
P12	11,1	1,6	1467	173	11	2%	3%	15%	5%	25%
P13	10	1,5	483	91	18	3%	3%	15%	5%	26%
P14	4,2	1,5	0	53		5%	3%	15%	5%	28%
P15	5,3	1,5	803	67	8	4%	3%	15%	5%	27%
P16	9	1,5	345	67	19	3%	3%	15%	5%	26%
P17	6,4	1,5	582	67	11	4%	3%	15%	5%	27%
P18	6,7	1,5	501	68	13	3%	3%	15%	5%	26%
P19	4,9	1,5	891	70	7	5%	3%	15%	5%	28%

TABLEAU 4.11 – Synthèse des essais de perçage réalisés

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

Essai	Échauffement (°C)	Position Tcouple (mm)	Puissance de coupe P_c (W)	Source de chaleur $P_{pièce}$ (W)	$\frac{P_{pièce}}{P_c}$	Incertitudes				Total
						Mesure température	Position du Tcouple	Param. matière	Simulation numérique	
T1	5,5	1	150	47	31	3%	5%	15%	5%	28%
T2	5,7	0,9	224	64	28	3%	5%	15%	5%	28%
T3	5,9	1	320	77	24	3%	5%	15%	5%	28%
T4	4,3	1	116	46	39	4%	5%	15%	5%	29%
T5	4,6	1	169	64	37	4%	5%	15%	5%	29%
T6	5,3	0,9	248	88	35	3%	5%	15%	5%	28%
T7	2,7	1	80	27	33	7%	5%	15%	5%	32%
T8	3,2	1	126	31	24	6%	5%	15%	5%	31%
T9			180							

TABLEAU 4.12 – Synthèse des essais de taraudage réalisés

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

5

Simulation des déformations d'une pièce automobile - Application industrielle du MQL

Sommaire

5.1 Simulation de l'usinage d'un carter de boite de vitesses . . . 100
5.1.1 Pièce étudiée . . . 100
5.1.2 Simulation de l'usinage - Optimisation de gammes . . . 101
5.2 Qualité pièce et correction de la géométrie usinée . . . 106
5.2.1 Identification des cotes fabriquées sensibles à la température initiale de la pièce . . . 107
5.2.2 Correction de la géométrie produite en fonction de la température initiale de la pièce et / ou de son échauffement . . . 108
5.3 Apport économique et environnemental du MQL . . . 109
5.3.1 Définition de la valeur de transformation . . . 109
5.3.2 Périmètre de comparaison . . . 110
5.3.3 Impact de la technologie MQL sur les frais indirects de fonctionnement . . . 113
5.3.4 Impact de la technologie MQL sur l'investissement d'un module d'usinage de carters de boite de vitesses . . . 117
5.3.5 Synthèse . . . 118

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

Ce chapitre porte dans un premier temps sur la simulation des déformations d'un carter aluminium pendant son usinage. L'identification des sources de chaleur réalisée dans le chapitre précédent nous permet d'estimer, à l'aide du modèle de simulation présenté au chapitre 3, les déformations induites par les échauffements locaux de la pièce. Ainsi, il est possible d'estimer l'influence d'une opération d'usinage sur les opérations suivantes. En procédant par comparaison de différents résultats, une optimisation de la gamme d'usinage est alors possible. Nous étudierons en particulier l'influence du fraisage des faces du carter sur la localisation d'un ensemble de perçage. Une solution permettant d'adapter la géométrie usinée à la température de la pièce en début d'usinage et à son échauffement sera également présentée.

Dans un second temps, une étude économique et environnementale sera conduite. Cette étude a pour but de fournir quelques ordres de grandeur permettant de valider l'intérêt économique de la technologie MQL.

5.1 Simulation de l'usinage d'un carter de boite de vitesses

L'analyse des résultats de simulation numérique peut se faire suivant deux approches. La première approche consiste à utiliser les résultats de simulation numérique afin de déterminer la position optimale des éléments usinés sur la pièce en tenant compte des déformations. Cette approche nécessite de maîtriser avec précision les sources de chaleur appliquées à la pièce pendant l'usinage. Or ces sources de chaleur dépendent de nombreux facteurs (usure des outils de coupe, matériau usiné, dispersion de la géométrie de la pièce brute et donc variation de la puissance nécessaire à la coupe...). L'identification des sources de chaleur réalisée au chapitre précédant ne tient pas compte de ces facteurs. Il n'est ainsi pas réaliste de chercher à estimer à partir de ces mesures les positions optimales des éléments à usiner sur la pièce.

La seconde approche procède par comparaison de différents résultats de simulation obtenus en appliquant les même sources de chaleur à la pièce mais en modifiant l'ordre de réalisation des usinages. Cette analyse qualitative permet alors de mettre en évidence les dilatations qui seront rencontrés dans les lignes de production. Le concepteur de la gamme d'usinage peut alors choisir un ordre de réalisation des opérations d'usinage permettant de minimiser l'influence de l'échauffement de la pièce sur la qualité obtenue. C'est cette seconde approche qui sera développée dans la suite de cette partie à travers l'étude des premiers usinages d'un carter aluminium.

5.1.1 Pièce étudiée

La pièce étudiée est un carter d'embrayage (demi enveloppe de boite de vitesse) en alliage d'aluminium AS9U3. Cette pièce est obtenue par fonderie puis usinée en deux posages successifs dans un centre d'usinage 4 axes paletisé. La gamme d'usinage est constituée d'opération de fraisage, perçage, alésage et taraudage. La durée de l'usinage de cette pièce est de 6 minutes 20 secondes. La première opération (4 minutes 20) nécessite 20 outils différents, tandis que la seconde (1 minute 30) en nécessite 9. La palettisation

de la machine dure environ 15 secondes. La figure 5.1 précise la répartition du temps d'usinage par type d'opérations réalisées sur le carter.

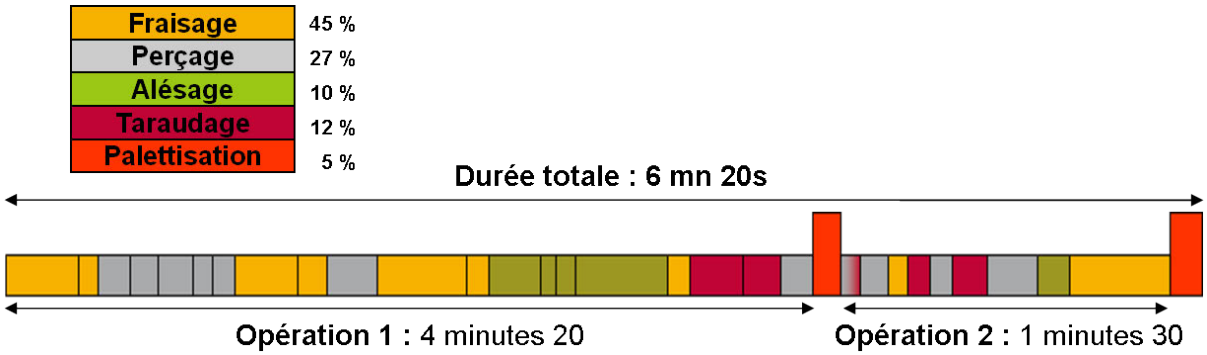


FIGURE 5.1 – Gamme d'usinage du carter de boite de vitesses étudié

5.1.2 Simulation de l'usinage - Optimisation de gammes

Dans cette partie, nous simulons, d'un point de vue thermo mécanique, l'usinage du carter de boite de vitesses. Nous limiterons notre étude aux trois premières opérations d'usinage : fraisage des deux plans de joint du carter (coté face moteur et coté boite de vitesse) et aux 17 perçages permettant de fixer le carter d'embrayage sur le deuxième carter de la boite de vitesses. La figure 5.2 précise en bleu et rouge les surfaces usinées sur le carter.



FIGURE 5.2 – Éléments usinés sur le carter de boite de vitesses étudié

Nous cherchons en particulier à comprendre comment l'échauffement de la pièce provoqué par les fraisages peut entrainer des erreurs de localisation des perçages. En effet, ces perçages doivent être positionnés sur la pièce précisément afin d'assurer une bonne montabilité (tolérance de l'ordre du dixième de millimètre).

5.1.2.1 Définition des conditions aux limites du problème étudié

Le modèle de simulation utilisé a été présenté au chapitre 3. Nous détaillerons ci-dessous les conditions aux limites appliquées afin d'estimer les défauts d'usinage générés

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

sur le carter par les dilatations de la pièce.

Problème thermique :

Trois types de conditions aux limites thermiques s'appliquent sur la pièce. Premièrement la surface extérieure de la pièce usinée échange par convection avec l'air ambiant. Nous avons choisi d'utiliser un coefficient de convection de 5 W / (m^2.K) pour nos simulations (convection libre).

D'autre part, la pièce est soumise aux sources de chaleur dues à l'usinage. L'intensité de ces sources de chaleur a été identifiée au chapitre précédent pour un couple outil - matière et des conditions de coupe identiques à celles utilisées en atelier de production grande série. En fraisage, la puissance dépensée à la broche est de l'ordre de 3 500 Watts pour chacune des deux faces (vitesse de coupe : V_c = 3 750 m/min, profondeur de passe : a_p = 2 mm et avance f_z = 0,2 mm/dt). Une source de chaleur de 80 W (soit environ 2% de la puissance de coupe) sera imposée successivement sur chacune des faces. Le premier fraisage a une durée de 10 secondes tandis que le second dure 9 secondes. Entre chacun des fraisages, le retournement de la pièce dans le centre d'usinage afin de permettre à l'outil d'accéder à la seconde face de la pièce dure environ 2 secondes. Ces durées sont celles mesurées sur une ligne de production.

Concernant les perçages, la puissance de coupe nécessaire est de l'ordre de 2 000 Watts (diamètre 8.5 mm, vitesse de coupe : V_c = 300 m/min et avance f = 0.2 mm/tr). La source de chaleur associée à chacun des perçages a donc été choisie de 400 Watts. Le déplacement de l'outil entre deux perçages nécessite environ 0,22 secondes et chaque perçage réalisé sur la pièce dure 0,57 secondes. On supposera pour la suite que le temps s'écoulant entre deux perçages est indépendant de la distance à parcourir entre les perçages. Le tableau 5.1 résume les durées et les sources de chaleur imposées sur la pièce pendant la simulation.

Comme nous l'avons vu au paragraphe 4.3.1, lorsque l'on s'intéresse aux déformations de la pièce plusieurs secondes après le passage de l'outil de coupe, les sources peuvent être imposées en une fois sur la totalité de la surface usinée. Les différentes sources de chaleur évoquées ci-dessus seront donc réparties de manière uniforme sur la totalité de la surface et ne chercheront pas à reproduite fidèlement le mouvement de l'outil sur la pièce.

La pièce usinée est en contact avec le montage d'usinage ; des échanges thermiques entre la pièce et le montage sont susceptibles d'exister. Cependant, la pièce est généralement à une température proche de celle du montage (température ambiante de l'atelier de production) et les surfaces de contact entre la pièce et le montage sont réduites au strict minimum (quelques centimètres carrés) afin de garantir l'isostaticité de la mise en position. Pour des temps de simulation de l'ordre de quelques minutes et si les deux conditions précédentes sont respectées alors les transferts de chaleur entre la pièce et le montage peuvent être négligés.

Problème mécanique :

L'objectif de l'étude est d'estimer les déformations de la pièce uniquement sous l'action des dilations thermiques dues à l'usinage. Les efforts de bridage, le poids de la pièce et les efforts exercés par les outils de coupe ne sont ainsi pas pris en compte. S'ils devaient avoir un effet du même ordre de grandeur (ou supérieur), il serait nécessaire de les ajouter

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

Opération	Durée	Source de chaleur	Énergie
Fraisage plan 1	10 s	80 W	800 J
Mouvement outil hors matière	2 s		
Fraisage plan 1	9 s	80 W	720 J
Retournement pièce Changement d'outil	4 s		
Perçage 1	0,57 s	400 W	228 J
Mouvement outil hors matière	0,22 s		
Perçage 2	0,57 s	400 W	228 J
Mouvement outil hors matière	0,22 s		
...	...	...	...
Perçage 17	0,57 s	400 W	228 J
		TOTAL	5396 J

TABLEAU 5.1 – Déroulement de la gamme d'usinage simulée pour le carter de boite de vitesses

aux résultats présentés. La mise en position est assurée à l'aide de trois touches planes, d'un centreur et d'un locating. La position de ces éléments sur la pièce est précisée sur la figure 5.3. Le problème de mécanique sera donc résolu en respectant les degrés de liberté arrêtés par les surfaces de contact de la pièce sur le montage. On suppose que le montage d'usinage est infiniment rigide (position relative des éléments de mise en position indépendante du temps).

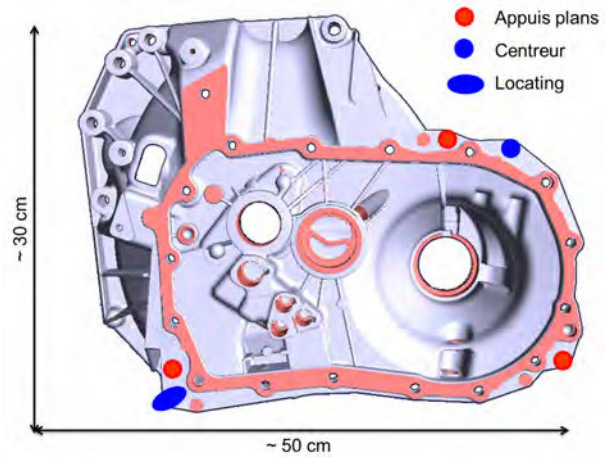


FIGURE 5.3 – Surfaces de mise en position du carter de boite de vitesses sur le montage d'usinage

5.1.2.2 Influence de l'ordonnancement des opérations

Le fraisage des faces du carters entraine l'échauffement de la pièce et donc sa déformation. La figure 5.4 présente l'état thermique de la pièce juste avant la réalisation du premier perçage. On remarque que l'échauffement de la pièce n'est pas homogène et

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

qu'une zone plus fortement échauffée est présente dans la partie la plus massive de la pièce (en haut à gauche).

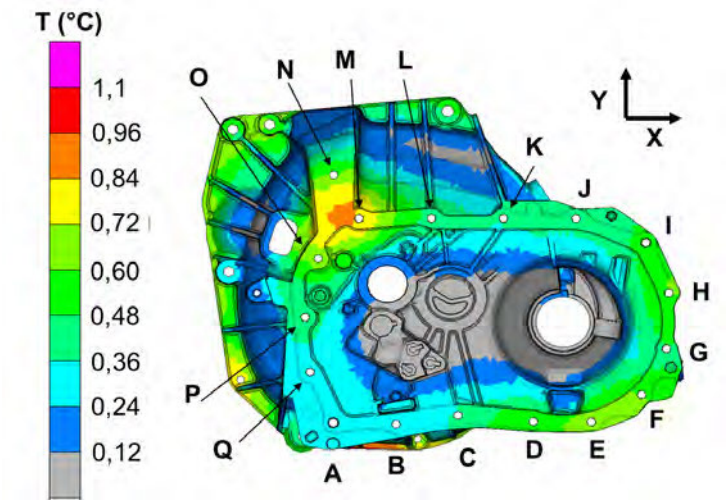


FIGURE 5.4 – Echauffement de la pièce avant réalisation du premier perçage (t= 25 secondes, sources de chaleur imposées suivant déroulé du tableau 5.1)

Dans cette partie nous cherchons à estimer quel est le l'ordre de réalisation des 17 perçages (repérés par les lettres A à Q sur la figure 5.4) qui permet de minimiser l'influence des dilatations causées par les fraisages sur la position des perçages. Pour cela, trois stratégies d'ordonnancement des perçages seront étudiées. La première stratégie est choisie identique à ce qui existe sur les centres d'usinages fonctionnant en présence de liquide de coupe. Le perçage A est réalisé en premier puis les autres perçages sont réalisés en tournant dans le sens trigonométrique.

La seconde stratégie testée, consiste à essayer de répartir les apports de chaleur sur la pièce. Pour cela, nous avons donc cherché à maximiser la distance entre deux perçages réalisés successivement.

Pour la dernière stratégie présentée, on commence par réaliser les perçages dans la zone la plus échauffée de la pièce puis on perce les autres en fonction de leur distance au centreur du montage d'usinage. Le tableau 5.2 synthétise les trois stratégies étudiées.

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17
Strat. 1	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L	M	N	O	P	Q
Strat. 2	A	I	O	F	K	C	Q	H	M	E	J	B	G	P	D	L	N
Strat. 3	N	M	O	P	Q	A	B	C	D	E	F	G	L	K	J	I	H

TABLEAU 5.2 – Ordonnancement des trois stratégies de perçage étudiées

La figure 5.5 présente pour ces trois stratégies l'état d'échauffement de la pièce après réalisation du neuvième et du seizième perçage. L'échauffement de la pièce retrace distinctement la stratégie l'ordonnancement des perçages.

La tolérance de localisation des perçages par rapport au éléments de mise en position de la pièce dans le centre d'usinage est de l'ordre de 100 microns. La figure 5.6 présente

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

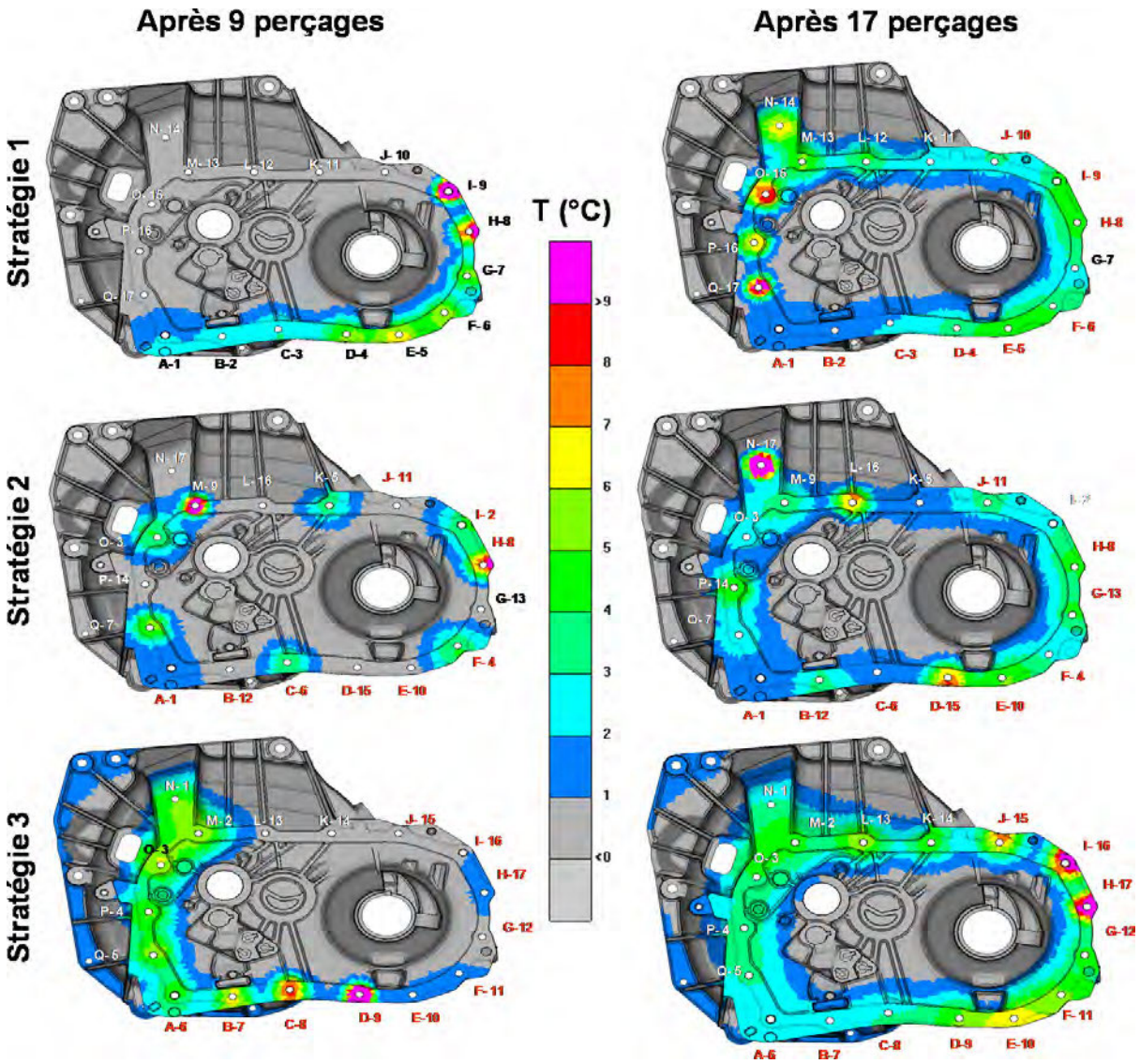


FIGURE 5.5 – Echauffement de la pièce après réalisation de la moitié des perçages et avant le dernier perçage en fonction de la stratégie utilisée

pour les trois stratégies étudiées l'erreur de localisation des 17 perçages. Cette erreur correspond à la distance entre l'axe théorique (c'est à dire celui que l'on souhaitait réaliser) et l'axe du perçage réellement usiné.

On remarque dans un premier temps que l'allure de la répartition des erreurs de localisation est la même pour les trois stratégies. L'erreur la plus faible se situe au niveau des perçages les plus proches du centreur de mise en position de la pièce (I et J) et l'erreur augmente avec la distance à ce centreur.

Par la stratégie 2, nous cherchions à répartir la chaleur apportée à la pièce afin de minimiser ses déformations. Cette stratégie se révèle moins bonne que les deux autres testées. En effet, dans cette stratégie les derniers perçages réalisés sont non seulement influencés par l'échauffement dû au fraisage mais aussi par l'échauffement des premiers perçages.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

En commençant par réaliser les perçages dans la zone la plus échauffée de la pièce, la dernière stratégie (numéro 3) permet d'améliorer sensiblement la qualité du positionnement des perçages. D'une erreur maximale de l'ordre de 20 % de l'intervalle de tolérance de position, on passe grâce à cet dernière stratégie à une erreur maximale de l'ordre de 5 %.

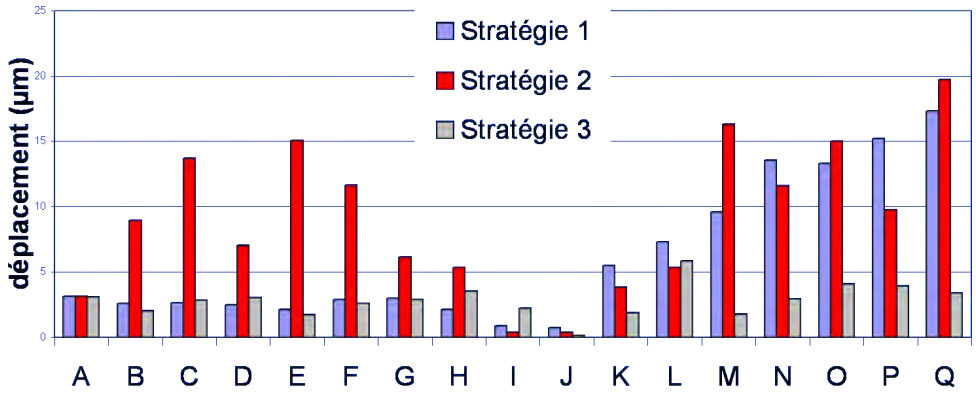


FIGURE 5.6 – Défaut de localisation des perçages en fonction de la stratégie utilisée

Les résultats présentés ci-dessus illustrent l'intérêt du modèle de simulation. Les déformations estimées fournissent au concepteur de la gamme d'usinage un ordre de grandeur des phénomènes qui seront rencontrés dans les lignes de production. Le modèle et les outils de mise en données du problème thermomécanique développés pendant la thèse permettent de comparer différentes stratégies d'ordonnancement de la gamme d'usinage. Cette comparaison aide au choix d'une gamme d'usinage minimisant les défauts générés par les échauffements locaux de la pièce.

5.2 Qualité pièce et correction de la géométrie usinée

La géométrie produite en usinage dépend, pour des pièces similaires à celles étudiées précédemment, de la température de chargement de la pièce dans la machine d'usinage et de son échauffement pendant le cycle d'usinage. Afin d'améliorer la robustesse des lignes d'usinage, les fabricants ont intérêt à stabiliser les pièces en température tout au long de la gamme de fabrication ou à prendre en compte les défauts de qualités générés par les variations de température de la pièce.

Dans la première partie, nous présenterons une méthode permettant d'identifier quelles sont les côtes usinées sensibles à la température de la pièce au chargement dans le centre d'usinage. Dans un second temps, nous verrons une méthode de correction de la géométrie produite en fonction des variations de la température de la pièce. Cette méthode s'appuie sur les simulations thermomécaniques présentées précédemment. En effet, elles permettent de mettre en évidence les éléments de la pièce sensibles à l'échauffement en cours d'usinage.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

5.2.1 Identification des cotes fabriquées sensibles à la température initiale de la pièce

L'identification des cotes fabriquées sensibles à la température initiale de la pièce, nécessite tout d'abord d'identifier la dispersion intrinsèque du moyen de production (σ) en l'absence d'influence de la température. En l'absence d'influence de la température et si la répartition des cotes produites suit une loi normale, 99.73% des cotes usinées sont dans la tolérance de fabrication si :

$$6 \cdot \sigma < IT \tag{5.1}$$

Usiner une pièce à un température différente de 20°C (température de référence) introduit une nouvelle dispersion de production Δl. Cette nouvelle dispersion est illustrée sur la figure 5.7 pour une caractéristique interne sur la pièce, un process centré et une variation de la température positive. La dispersion thermique est donnée par la relation :

$$\Delta l = \alpha \cdot l \cdot \Delta T$$

avec Δl la dispersion thermique associée à la dimension l, α le coefficient de dilatation thermique du matériau et ΔT l'écart entre la température d'usinage de la pièce et la température de référence.

En prenant en compte la dilatation thermique l'équation 5.1 devient :

$$|\Delta l| + 6 \cdot \sigma < IT$$

L'écart maximum de température admissible pour usiner cette caractéristique est donc donné par :

$$\Delta T = \frac{IT - 6 \cdot \sigma}{\alpha \cdot l} \tag{5.2}$$

Si nous revenons au cas du disque de frein présenté au chapitre 3 (voir page 50). En finition, le diamètre du cylindre 3 doit être usiné dans une tolérance de 30 microns (pour un diamètre nominal de l'ordre de 61 mm). La dispersion intrinsèque de la machine d'usinage pour cette opération est de $\sigma = 3$ μm (pour une série de pièce réalisée à température initiale constante). La pièce est en fonte EN GJL 200, dont le coefficient de dilatation thermique est de 10,5 μm/(m.K). Pour produire dans la tolérance, la température de la pièce ne doit pas varier de plus de 4°C de la température de référence.

L'équation 5.2 peut être interprétée d'une autre manière. Lorsque le fabricant souhaite mettre en place une stabilisation de la température de la pièce à l'entrée du moyen d'usinage, il utilise généralement un bain de liquide régulé en température. Le critère énoncé donne donc la variation de température du bain admissible afin de limiter l'influence de la température de la pièce sur la géométrie produite.

La méthode présentée permet au fabricant d'identifier quelles sont les dimensions usinées sensibles à la température de chargement de la pièce dans le centre d'usinage. Il peut ainsi juger, en fonction de la géométrie à produire, du matériau et des variations de température de l'atelier de production , de l'intérêt de stabiliser en température les pièces ou d'intégrer une solution de correction de la géométrie produite en fonction de la température de chargement de la pièce.

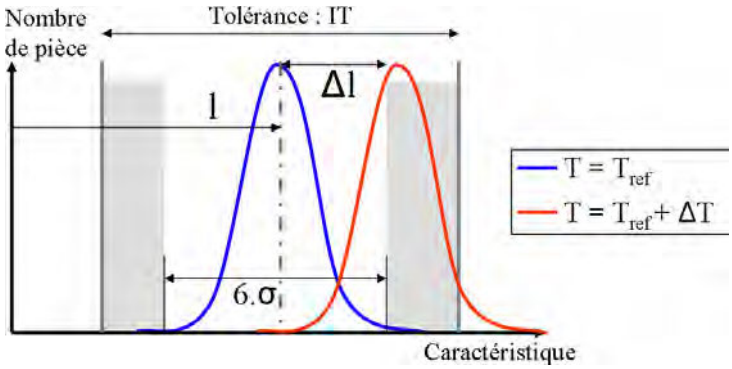


FIGURE 5.7 – Exemple pour une cote unidimensionnelle de l'estimation de la dilatation thermique maximale

5.2.2 Correction de la géométrie produite en fonction de la température initiale de la pièce et / ou de son échauffement

Une solution de correction de la géométrie usinée en fonction de la température initiale de la pièce et de son échauffement pendant l'usinage est proposée sur la figure 5.8. On réalise deux mesures de la température de la pièce : une mesure au chargement et une au déchargement.

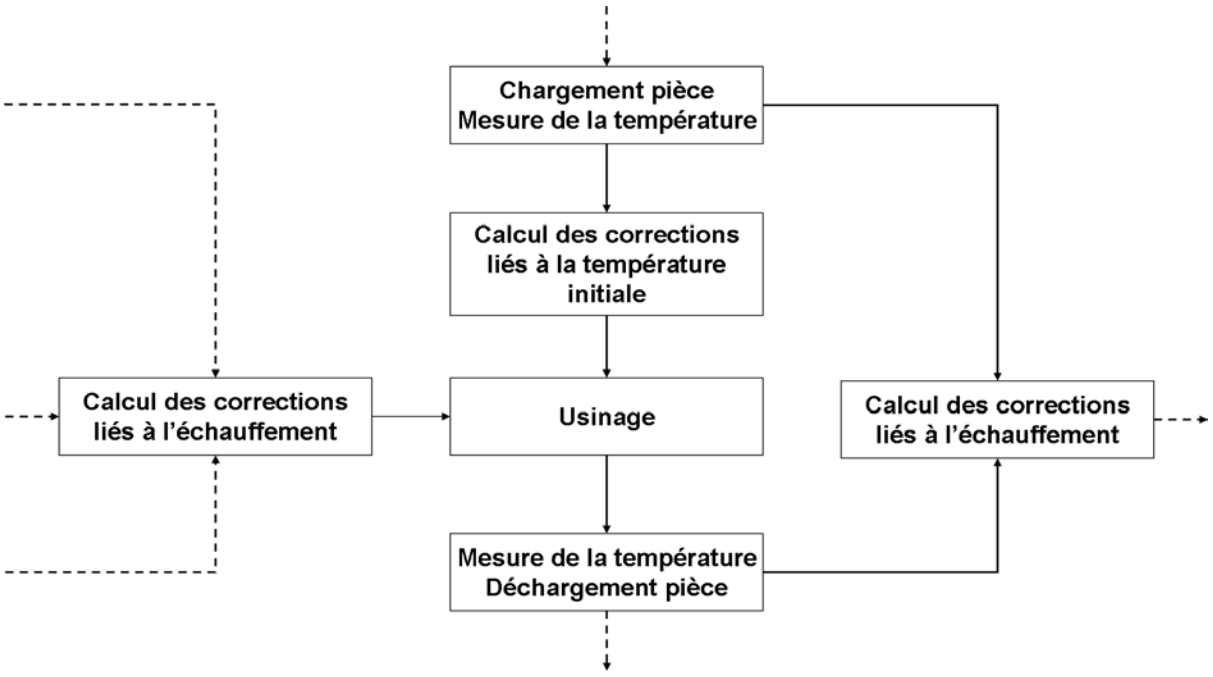


FIGURE 5.8 – Principe de l'implémentation de la correction de la géométrie produite en fonction de la température initiale de la pièce et de son échauffement en cours d'usinage

La mesure de la température initiale est utilisée afin d'anticiper les dilatations de la pièce dues à sa température au chargement. On suppose que la pièce est homogène en

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

température. Cela revient à supposer que le temps écoulé depuis la dernière opération de fabrication est supérieur à la durée nécessaire à l'homogénéisation de la température de la pièce (de l'ordre de quelques minutes). Pour les lignes de fabrication automobile, ce point est généralement vérifié.

La seconde mesure de température, réalisée pendant le déchargement, permet d'estimer l'échauffement de la pièce pendant l'usinage. La position du point de mesure doit être choisie afin d'être représentative des dilatations liés à l'échauffement que l'on souhaite corriger. Grâce à cette information, il est possible est possible de corriger les dilatations de la pièce au cours de l'opération à partir de l'échauffement de la pièce précédente. Une attention particulière doit être portée lors des changements d'outils ou des arrêts de production : ces événements peuvent entrainer une variation brusque de l'échauffement de la pièce. Une surveillance automatisée doit donc être intégrée dès la conception de l'algorithme de correction.

La solution de correction proposée est valable à condition qu'une mesure de l'échauffement final de la pièce permette d'estimer correctement l'apport de chaleur dû à chacun des usinages. Dans le cas contraire, il est nécessaire de réaliser un contrôle de la température de la pièce après chaque usinage afin de dissocier les différentes sources de chaleur. L'inconvénient de cette solution est de pénaliser fortement le temps de cycle de la ligne de production (temps nécessaires aux mesures de la température et aux calculs de correcteur).

5.3 Apport économique et environnemental du MQL

Dans cette dernière partie de la thèse, nous présentons quelques ordres de grandeurs permettant de mettre en évidence l'intérêt économique et environnemental de la technologie MQL [6]. Ces éléments sont issus d'un projet industriel soutenu par l'Agence de l'Environnement et de la Maitrise des Energies (ADEME) réalisé en parallèle de la thèse. Ce projet avait pour but de tester dans une ligne de production automobile la mise en place de la technologie MQL.

5.3.1 Définition de la valeur de transformation

La valeur de transformation (VT) d'une pièce représente l'ensemble des dépenses engagées par un site de production pour fabriquer un produit. Schématiquement elle correspond à la différence entre le prix de vente du produit fini et son prix en entrée d'usine. Dans notre cas cette valeur de transformation correspond à la différence entre le prix de vente (au coût réel, c'est à dire sans marge) de la pièce usinée à l'atelier d'assemblage de la boite de vitesse et le prix d'achat de la pièce brute à la fonderie.

Cette valeur de transformation se décompose en cinq items :

- Le coût de la main d'œuvre directe (MOD) : comprend toute personne du périmètre VT de l'usine qui participe directement à l'élaboration du produit (opérateurs, conducteurs de ligne d'usinage, ...).
- Le coût de la main d'œuvre structure (MOS) : comprend toute personne du périmètre VT de l'usine non classé MOD (structure + fonctions supports).

- Les Impôts et Taxes (I&T).
- Les amortissements industriels (Amort.) : comprennent les actifs industriels du site de production (machines et outillages) et les autres actifs supportés par le site (bâtiments, moyen de manutention, véhicules de service, ...).
- Les Frais Indirects de Production (FIP) : regroupent les dépenses effectuées par l'usine pour transformer les produits et qui ne sont pas classés frais de personnel, impôts et taxes ou amortissement. Ces FIP sont subdivisés en sept catégories : fournitures (huiles par exemple), outillages, entretien, énergies et fluides (électricité, eau, air), loyers, frais divers et loupés de fabrication (matière + VT).

La figure 5.9 présente la répartition de la valeur de transformation d'un carter de boite de vitesses chez Renault (elle est de l'ordre de quelques dizaines euros pour ce type de pièce).

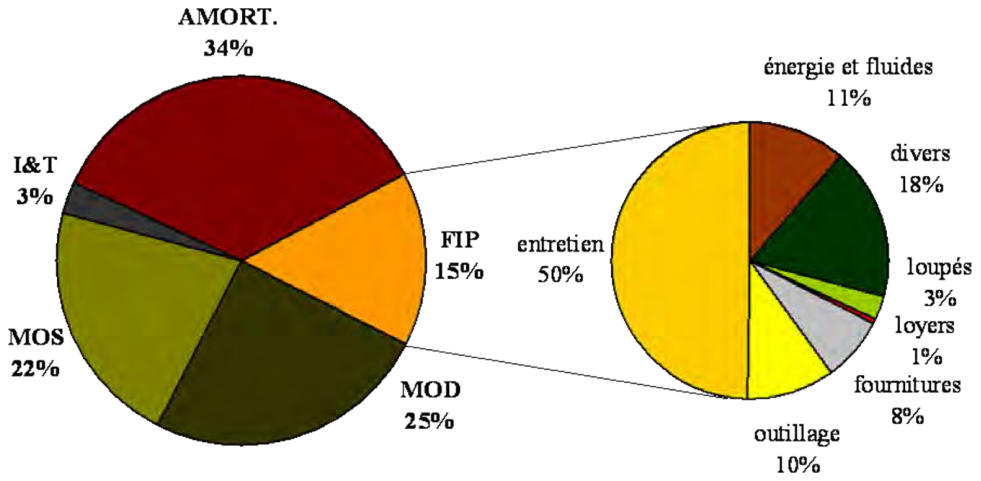


FIGURE 5.9 – Répartition de la valeur de transformation d'un carter de boite de vitesse chez Renault

5.3.2 Périmètre de comparaison

La suppression du liquide de coupe traditionnellement utilisé en usinage impose une remise en question complète du système industriel. En effet, le fonctionnement de l'atelier de production est intimement lié à la présence du liquide de coupe. Réaliser une comparaison économique précise et exhaustive entre un atelier fonctionnant avec arrosage de liquide de coupe et un atelier fonctionnant avec micro lubrification est un exercice très difficile. En effet, le périmètre à prendre en compte est vaste et dépend de nombreux paramètres. Nous avons donc choisi de ne pas réaliser un bilan global mais uniquement à mettre en évidence les écarts entre ces deux types de lignes de fabrication.

La figure 5.10 présente les différents éléments composant une ligne d'usinage de carters de boite de vitesses aluminium dans l'industrie automobile. Cette ligne comprend des moyens d'usinage, de contrôle, de lavage, de manutention, une centrale de liquide de coupe...

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

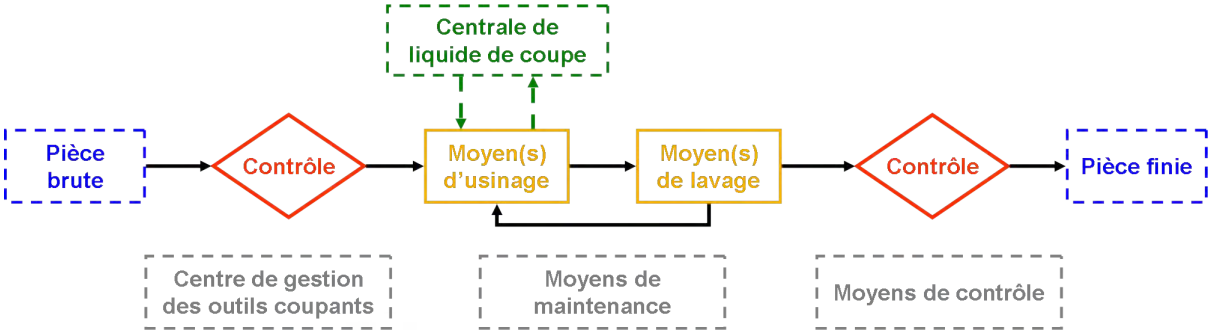


FIGURE 5.10 – Architecture type d'une ligne d'usinage de carters de boite de vitesses pour automobiles

Moyens d'usinage	52 %
Moyens de contrôle	11 %
Moyens de lavage pièce	6 %
Moyens de manutention	8 %
Centrale liquide de coupe	5 %
Installation (génie civil, réseau électrique, liquide de coupe, air ...)	16 %
Divers	2 %
TOTAL	**6 à 7 M€**

TABLEAU 5.3 – Répartition des investissements pour la mise en place d'une nouvelle ligne de production de carters de boite de vitesses

Le tableau 5.3 précise la répartition de l'investissement nécessaire à la mise en service d'une nouvelle ligne dimensionnée pour produire 300 000 carters par an. Le temps nécessaire à l'usinage de ce type de pièce étant de l'ordre de 7 minutes et demie, la ligne comprend six centres d'usinage. L'investissement total nécessaire à la mise en place de ce type de ligne d'usinage est de l'ordre de 6 à 7 millions d'euros. La ligne de fabrication permet en entrée de contrôler la pièce à usiner (vérification de l'absence de manque matière, vérification du type de pièce chargé...). En sortie de la ligne des contrôles permettent de s'assurer du bon usinage de la pièce et de son étanchéité (pour éviter les fuites de la boite de vitesses une fois montée). Le centre de gestion des outils est dédié au réglage des outils coupants de l'ensemble des machines d'usinage. Les moyens de contrôle hors ligne permettent d'une part de s'assurer de la conformité au plan des pièces fabriquées et de régler les moyens de production si nécessaire. Un contrôle fréquentiel de la production est assuré (généralement une pièce par centre d'usinage et par équipe).

Le tableau 5.4 précise les principaux points sur lesquels la technologie MQL peut avoir un impact (bénéfique ou non) d'un point de vue économique et environnemental. Ce tableau n'est pas exhaustif et est fortement dépendant de choix technologiques fait lors de la conception de la ligne (automatisation de la ligne d'usinage, fonctionnement avec une centrale globale de liquide de coupe ou avec des centrales individuelles pour chaque centre d'usinage, coûts énergétiques suivant le pays d'implantation...).

Pour construire le bilan économique ci après nous avons choisi de prendre comme référence une ligne de production de carters de boite de vitesses du type de celle présentée

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

	Gains	Risques
Investissement	- Centrale de liquide de coupe et réseaux de distribution et de collecte - Valorisation des copeaux (essoreuses, broyeuses) - Réduction des lavages intermédiaires dans la gamme de fabrication - Centrales d'aspiration : amélioration globale de la qualité de l'air de l'atelier	- Système d'évacuation des copeaux (centralisé ? bennes individuelles ?) - Système micro lubrification sur le centre d'usinage - Compresseurs d'air supplémentaires à installer
Frais indirects	- Énergies (centrale de liquide de coupe - Liquide de coupe + consommables de la centrale (filtres, additifs...) - Outils - Maintenance (pompe haute pression du centre d'usinage, corrosion machine...)	- Consommation d'air comprimé - Qualité pièce : risque de pièce hors tolérance, présence copeaux sur porte outils ou sur appuis pièce
Main d œuvre	- Personnel de la centrale de liquide de coupe	- Personnel nécessaire au remplissage des systèmes micro lubrification - Personnel pour nettoyage machine - Personnel nécessaire pour collecte des copeaux (benne ou auto)
Autre	- Condition de travail opérateur - Propreté du sol et des autres moyens de la ligne d'usinage - Pannes (Pompe haute pression CU, corrosion) - Surface d'implantation (suppression centrale de liquide de coupe) - Valorisation des copeaux (revente) - Déplacement machine facilité, dépollution des sols	- Surface d'implantation (système d'évacuation des copeaux)

TABLEAU 5.4 – Tableau des gains et des risques associés au passage d'une ligne de production en arrosage à une ligne en micro lubrification

ci-dessus. Notre étude est menée en deux temps. Tout d'abord nous estimons l'impact de la technologie MQL sur les frais associés au fonctionnement du centre d'usinage (énergie électrique, air comprimé et liquide de coupe). Les figures 5.11 et 5.12 présentent le périmètre de mesure utilisé pour réaliser notre comparatif économique et environnemental sur les consommations associées à la machine d'usinage.

Dans le paragraphe suivant nous nous intéressons à l'impact de la technologie MQL sur l'investissement nécessaire à la mise en place d'une nouvelle ligne d'usinage. Nous cherchons à estimer quels sont les scénarios favorables à la mise en place de la technologie MQL.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

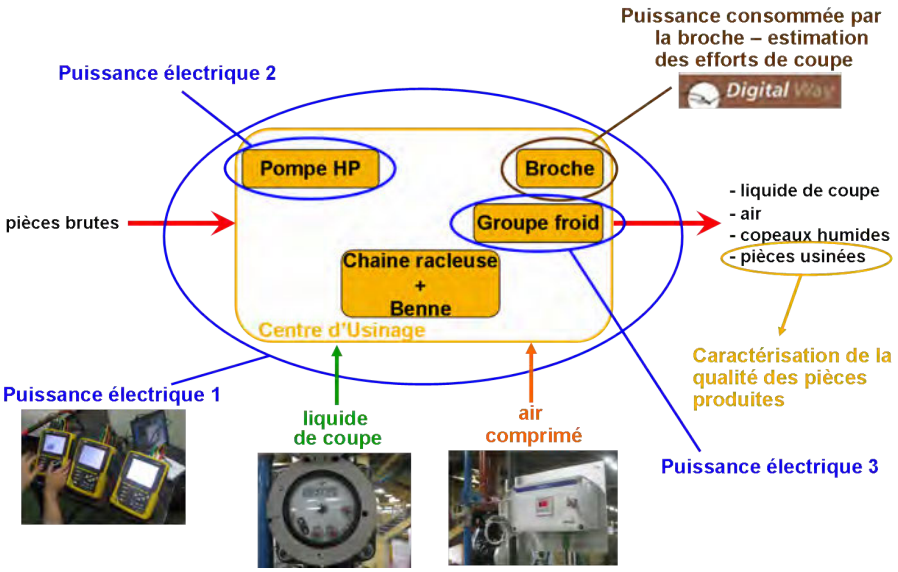


FIGURE 5.11 – Périmètre de comparaison pour la machine fonctionnant avec arrosage de liquide de coupe

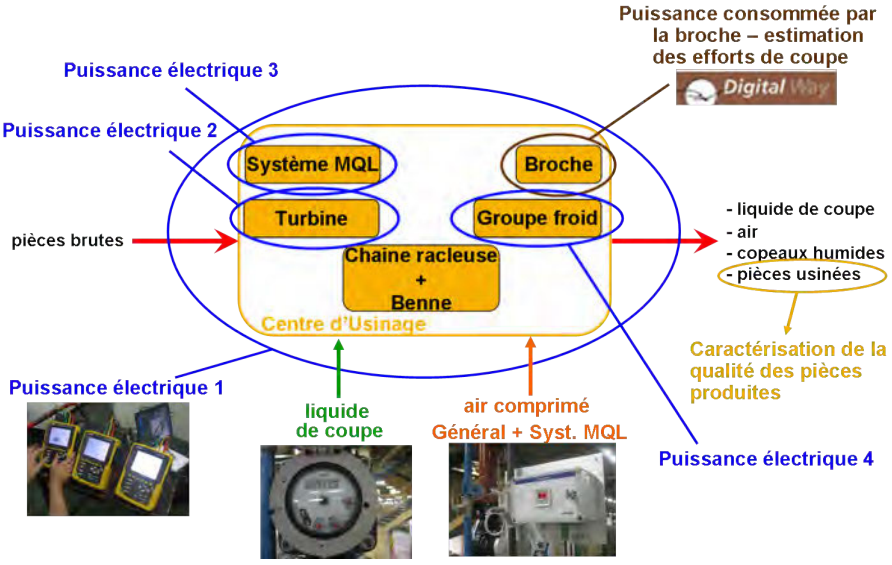


FIGURE 5.12 – Périmètre de comparaison pour la machine fonctionnant en micro lubrification

5.3.3 Impact de la technologie MQL sur les frais indirects de fonctionnement

5.3.3.1 Consommation d'énergie électrique

La quantité d'énergie nécessaire à la réalisation d'une pièce complète a été mesurée à la fois au niveau global du centre d'usinage mais aussi au niveau de certains éléments différenciant une machine fonctionnant en arrosage d'une machine fonctionnant avec micro

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

lubrification.

Le tableau 5.5 présente les consommations électriques de la machine dans ses deux configurations. On remarque que la consommation globale de la machine est proche dans les deux cas. La suppression de certains éléments (pompe haute pression notamment) est compensée par l'ajout d'autres éléments (turbine de soufflage).

La différence de consommation d'énergie constatée pour la broche ne peut être expliqué par une diminution des efforts nécessaires à la coupe du métal : entre les deux configurations la broche a été changée.

		Arrosage *kWh/pièce*		MQL *kWh/pièce*
Système MQL		-	↑	0,06
Soufflage air (turbine)		-	↑	0,27
Groupe froid	pompe de circulation	0,41	=	0,41
	groupe de climatisation	0,18	=	0,18
Pompe haute pression		0,21	↓	-
Broche		0,36	↓	0,32
Autre (moteurs, axes, transformateurs...)		0,35	↓	0,26
Total		**1,52**	=	**1,50**

TABLEAU 5.5 – Tableau comparatif de la consommation électrique de la machine en arrosage et en micro lubrification

5.3.3.2 Consommation d'air comprimé

L'utilisation d'un système de micro lubrification induit l'augmentation de consommation d'air comprimé par le centre d'usinage. Cette surconsommation a été mesurée et représente environ 0,5 m^3 d'air à 1 bar pour une consommation initiale du centre d'usinage de 2,3 m^3.

Une étude menée sur différents sites de production du groupe Renault a permis d'évaluer le coût énergétique de production de l'air comprimé. On estime que la production d'un m^3 d'air à 5 bars (pression disponible dans l'atelier) nécessite une énergie de 115 Wh.

5.3.3.3 Consommation de liquide de coupe

En configuration arrosage, l'usinage d'une pièce nécessite de faire passer par le centre d'usinage un volume de 1,5 m^3 de liquide de coupe. Ce liquide de coupe est maintenu à une température de 22 °C (à 2 °C près) en permanence.

Une centrale de lubrification présente dans l'atelier de production permet de faire circuler et de maintenir en température ce liquide de coupe. Cette centrale a été dimensionnée pour déservir soixante machines d'usinage. La figure 5.13 décrit le principe de fonctionnement d'une centrale de liquide de coupe.

Le bain de liquide de coupe est, sauf problème, renouvelé tous les trois ans. Cependant de nombreux ajouts de liquide de coupe et d'additifs (anti bactériens, anti fongiques...) sont nécessaires pendant la durée de vie du bain. Pour fonctionner la centrale a également besoin de toile de filtration.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

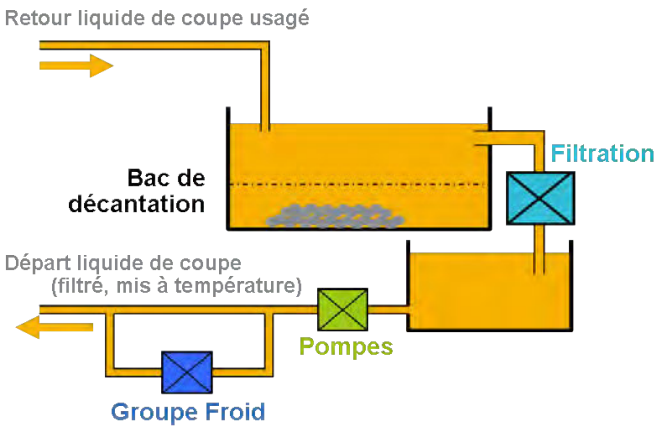


FIGURE 5.13 – Principe de fonctionnement d'une centrale de liquide de coupe

La centrale de l'atelier étudié a un volume de 185 m^3. Le liquide de coupe utilisé est un mélange d'eau industrielle et d'huile dosé à 7% d'huile. Le remplissage de la centrale nécessite donc 172 m^3 d'eau industrielle (coût négligeable) et 13 m^3 d'huile (coût : 2 à 2,5 euros / litre). Le remplissage de la centrale coûte donc (hors main d'œuvre) environ 30 000 euros. Le coût d'achat de l'eau industrielle est négligeable par rapport à celui de l'huile. Cependant la suppression de la centrale de liquide de coupe permettrait de réduire fortement la consommation d'eau associée au remplissages des différentes centrales de lubrification des usines du groupe Renault.

De plus la vidange de la centrale est accompagnée d'un nettoyage complet de l'installation de liquide de coupe (nettoyage et curage de la centrale et de l'ensemble de la tuyauterie de distribution et de collecte du liquide de coupe).

Lors de la vidange de la centrale, le liquide de coupe est recyclé à l'aide d'un évaporateur industriel et/ou d'une centrale physico-chimique. On estime que le recyclage d'un m^3 de liquide de coupe a un coût de 25 à 30 euros.

Finalement, le remplissage et la vidange / recyclage de cette centrale de lubrification représente dans le meilleur des cas (en ne tenant pas compte de la main d'œuvre associée) des frais de près de 2 centimes d'euro par pièce usinée.

La centrale présente dans l'atelier de production étudié ne dispose pas de compteur d'énergie électrique indépendant. Nous avons donc étudié la consommation de liquide de coupe de deux autres centrales d'une usine portugaise. Ces centrales sont utilisés dans des ateliers de production comparables à celui dans lequel nos essais ont été réalisés.

Le tableau 5.6 présente les données obtenues pour ces deux centrales de liquide de coupe : consommation d'énergie pour l'année 2010 et nombre de pièces produites sur les centres d'usinages associés cette même année.

L'usinage d'une pièce complète nécessite donc une énergie de 1,7 à 2,8 kWh pour le maintient à température et la circulation du liquide de coupe dans l'atelier de production. Pour la suite c'est la consommation d'énergie la plus faible qui sera retenue. On cherche ainsi à minorer le gain économique associé au passage de l'arrosage de liquide de coupe à la micro lubrification.

Un dernier point important concernant le liquide de coupe est sa disparition de la centrale par évaporation, résidus sur pièce, fuite... Une étude du volume d'eau et d'huile

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

	Centrale C8	**Centrale C11**
	Pièces : carters d'embrayage 12 centres d'usinage Volume : 85 m^3 1 centrale, 1 groupe froid	Pièces : carters embrayage et carters boite de vitesses 34 centres d'usinage Volume : 135 m^3 1 centrale, 2 groupe froid
Consommation électrique	951 812 kWh	1 816 707 kWh
Volume production	331 476 pièces	1 032 546 pièces
Consommation / pièce	**2,87 kWh/pièce**	**1,76 kWh/pièce**

TABLEAU 5.6 – Consommation d'énergie électrique associée à deux centrales de liquide de coupe de l'usine Renault de Cacia (Portugal)

ajouté chaque année dans la centrale de lubrification a permis d'estimer que l'usinage d'une pièce fait disparaître de la centrale environ 1340 mL de liquide de coupe (soit 30 mL d'huile et 1310 mL d'eau industrielle).

Au contraire en micro lubrification nos mesures ont montré que l'usinage d'une pièce nécessite 1,5 mL d'huile environ.

La micro lubrification permet donc de réduire fortement les consommations d'énergies, d'eau et d'huile associées à la centrale de lubrification. Cette réduction de consommation va dans le sens de la réduction de l'impact environnemental de l'usinage de pièces mécaniques.

5.3.3.4 Bilan économique et environnemental

Le tableau 5.7 présente le bilan économique issu des données ci-dessus. Ce bilan économique a été réalisé en se basant sur le tarif moyen de l'énergie électrique d'une usine en France. En effet, le prix d'achat de l'électricité dépend fortement du pays dans lequel le bilan est réalisé mais aussi du site de production étudié. En France, la forte proportion d'énergie issue de l'industrie du nucléaire permet d'avoir un coût énergétique faible (60 euros / MWh environ). Au contraire dans d'autres pays, Turquie ou Roumanie par exemple, le MWh est acheté à 80 euros environs.

		France *(60 €/ MWh)*			**Gain / Perte**
		Arrosage		**MQL**	
Énergies	Machine	9,1 ct. €	=	9,1 ct. €	0%
	Compresseur	1,5 ct. €	↑	1,8 ct. €	+20 %
	Centrale	10,6 ct. €	↓	-	-100 %
Liquide de coupe	Eau	négligeable	↓	-	Gain envir.
	Huile	6,0 ct. €	↓	0,9 ct. €	-85 %
	Renouvellement	1,8 ct. €	↓	-	-100 %
Total		**29,0 ct. €**	↓	**11,8 ct. €**	**-59 %**

TABLEAU 5.7 – Synthèse économique des gains et pertes sur les frais indirects de productions identifiés (en €/ carter)

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

Le bilan présenté est favorable a la technologie micro lubrification que ce soit en terme économique (mise en évidence d'un gain d'au moins 17 centimes d'euro / carter usiné) ou en terme environnemental (réduction des consommations d'énergie et de ressources). Si l'on considère le module d'usinage présenté dans le paragraphe 5.3.2 l'économie potentielle sur le périmètre identifié est de l'ordre de 51 000 €par an.

5.3.4 Impact de la technologie MQL sur l'investissement d'un module d'usinage de carters de boite de vitesses

L'écart d'investissement entre une ligne intégrant la technologie MQL et une ligne d'usinage avec liquide de coupe dépend fortement de la présence ou non dans l'atelier de fabrication d'une centrale de liquide de coupe. Le tableau 5.8 présente l'écart d'investissement pour quatre scénarios : présence / absence d'une centrale de liquide de coupe et collectage des copeaux en bennes individuelles ou avec un dispositif centralisé. Le scénario de référence a été présenté au paragraphe 5.3.2 ; il s'agit d'un module d'usinage pour pièces aluminium (de type carter de boite de vitesse) permettant de produire 300 000 pièces par an (temps de cycle de 7,5 minutes environ). La mise en place de ce type de module d'usinage nécessite un investissement de l'ordre de 12 millions d'euro.

	Centrale liquide de coupe		Centrale liquide de coupe	
	à investir	existante	à investir	existante
Centrale de liquide de coupe et groupe froid	-330 k€	0 k€	-330 k€	0 k€
Réseau alim. et retour du liquide de coupe	-180 k€	-180 k€	-180 k€	-180 k€
Collectage copeaux	0 k€ *(bennes individuelles)*		+375 k€ *(centralisé automatique)*	
6 centres d'usinage	Surcoût MQL : 0 à 10 % *(coût unitaire 450 à 500 k€)*			
Impact global sur l'investissement	de **-510 k€** à **-228 k€**	de **-180 k€** à **+102 k€**	de **-135 k€** à **+147 k€**	de **+195 k€** à **+477 k€**

TABLEAU 5.8 – Écart d'investissement entre un module d'usinage utilisant la technologie MQL et un module utilisant l'arrosage de liquide de coupe

Pour un module de six centres d'usinage, l'installation d'une centrale de liquide de coupe et de son groupe de stabilisation thermique représente un investissement d'environ 330 k€. La mise en place d'un réseau d'alimentation et de collecte du liquide entre les moyens d'usinage et la centrale nécessite un investissement de 180 k€. Cette dépense est nécessaire qu'une centrale soit existante ou non. Concernant le collectage des copeaux, deux solutions sont possibles : un collectage par bennes individuelles au pied de chaque centre d'usinage ou un collectage par un système pneumatique centralisé. Dans le cas du

choix de bennes individuelles, l'investissement à réalisé est faible mais le coût de main d'œuvre associé est important contrairement au dispositifs de collectage centralisé.

Différentes consultations de fournisseurs de moyens d'usinage permettent d'estimer le surcoût d'achat d'une machine adaptée à la microlubrification. Ce surcoût (de 0 à 10%) se justifie par la présence du dispositif MQL, des dispositifs de maitrise de la dérive de la géométrie de la pièce et du centre d'usinage (en fonction de la température de l'atelier), et d'une cartérisation spécifique de la cabine d'usinage. L'avant dernière ligne du tableau présente le bilan en distinguant le cas d'un centre d'usinage avec et sans surcoût.

A partir des informations ci-dessus, différents scénarios d'application de la technologie MQL sont identifiées. Dans le cas ou il est nécessaire d'investir dans une nouvelle centrale de liquide de coupe, la micro lubrification permet de réduire l'investissement nécessaire à condition que de maîtriser le surcoût des centres d'usinage soit faible.

Lorsqu'une centrale de liquide de coupe est disponible pour alimenter le module d'usinage, la micro lubrification peut permettre un gain en terme d'investissement, à condition que l'on opte pour une solution de collecte des copeaux en bennes individuelles et que l'écart de prix entre le centre d'usinage MQL et son équivalent avec arrosage soit faible.

5.3.5 Synthèse

Les deux paragraphes ci-dessus évaluent l'impact économique et environnemental de la technologie MQL sur un périmètre limité. Ce bilan nous permet d'identifier les scénarios d'application favorables à cette nouvelle technologie. Ces bilans ne prennent pas en compte l'intégralité des points impactés par la suppression du liquide de coupe car certains dépendent fortement du site d'application (main d'œuvre, coûts de l'énergie) ou de choix industriels (automatisation de la ligne par exemple). Cependant le bilan global semble favorable à cette technologie et de plus en plus de fabricant choisissent de la mettre en place.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

6

Conclusion générale

Les travaux présentés dans ce mémoire de thèse portent sur la quantification et la prise en compte des dilatations thermiques en usinage. La problématique de la thèse est liée au contexte économique et environnemental qui pousse les industriels à réduire l'utilisation des liquides de coupe en usinage. Ils se tournent ainsi vers l'usinage à sec et la microlubrification (MQL).

Les principaux apports de cette thèse sont la proposition d'un modèle de résolution de l'équilibre thermo mécanique d'une pièce en usinage et ses deux applications : identification des sources de chaleurs appliqués à la pièce lors de la coupe pour des opérations d'usinage élémentaires et analyse des déformations subies par la pièce pendant l'usinage.

Comme nous l'avons mis en évidence à travers l'état de l'art industriel (chapitre 2), le principal verrou scientifique à résoudre, lors de la suppression du liquide de coupe, est lié à la prise en compte de la température et de l'échauffement de la pièce pendant l'usinage. En effet, les variations de température de la pièce (quelles soient locales ou globales) provoquent des déformations des pièces usinées et peuvent ainsi être sources de défauts qualités. La deuxième partie du chapitre 2 nous a permis d'identifier les mécanismes associés à la création de chaleur en usinage et de donner quelques éléments quant à la répartition de cette chaleur entre l'outil, la pièce, le copeau et l'environnement.

Au chapitre 3, nous avons illustré la problématique de la thèse à l'aide d'un exemple issu de l'industrie automobile (usinage à sec d'un disque de frein) puis nous avons précisé les conditions aux limites permettant d'écrire l'équilibre thermo mécanique d'une pièce en usinage. Ceci nous a permis de proposer une modélisation de l'échauffement et des dilatations d'une pièce durant le process. Ce modèle a été utilisé par la suite de deux manières différentes.

Au chapitre 4, le modèle proposé précédemment nous a servi à identifier la source de chaleur introduite par la coupe dans la pièce pour des opérations d'usinage élémentaires (fraisage, perçage et taraudage) d'un alliage d'aluminium (AS9U3). Cette identification repose sur une méthode inverse et la mesure de l'échauffement de la pièce pendant l'usinage par des thermocouples [5]. La méthode d'identification proposée est originale et permet d'identifier à la fois la source de chaleur et le point de mesure de la température dans pièce.

Les sources de chaleur identifiées et la modélisation proposée ont été utilisées dans la première partie du chapitre 5 afin d'estimer les déformations subies par un carter de boite de vitesses aluminium. Une étude de l'influence de l'ordonnancement des opérations

d'usinage sur la qualité de la géométrie produite a ensuite été menée. Cette étude a mis en évidence l'importance de la prise en compte des aspects thermiques dès la conception de la gamme d'usinage. Des méthodes de correction de la géométrie usinée en fonction de mesures de température ont également été présentées. La dernière partie de la thèse a été consacrée à la mise en évidence de l'intérêt économique et environnemental de la démarche MQL du point de vue d'un fabricant automobile.

En parallèle de la thèse, un projet industriel subventionné par l'Agence de l'Environnement et de la Maitrise des Energies (ADEME), a été conduit. Ce projet avait pour but de valider dans un cadre industriel la technologie MQL. Ainsi une machine d'usinage initialement prévue pour fonctionner en présence de liquide de coupe a été modifiée afin d'intégrer cette technologie. Une production de 1500 pièces environ a permis de comprendre l'ensemble des enjeux associés à la suppression des liquides de coupe et de valider les méthodes de prise en compte des dilatations d'origine thermique en usinage. Les conditions de réussite et les points restants à travailler nécessaires à la mise en place d'une ligne d'usinage MQL ont été explicités par les partenaires industriels. Ces éléments leur permettront de mettre en place sereinement la technologie MQL sur les nouvelles lignes de fabrication.

La thèse a permis de mettre en place des outils de modélisation et de simulation de l'équilibre thermomécanique d'une pièce en usinage. Ces outils pourront être utilisés afin d'aider à choisir un ordonnancement de la gamme d'usinage minimisant les défauts liés à l'échauffement de la pièce pendant l'usinage. Ils peuvent également servir de base à la conception d'un outil d'optimisation de la gamme d'usinage d'un point de vue déformations thermomécaniques.

Les études présentés dans la thèse ne prennent en compte que les déformations de la pièce causées par son échauffement. Pour certaines opérations d'usinage, les déformations dues aux efforts de bridage ou aux efforts de coupe (statiques et dynamiques) peuvent également jouer un rôle important. Il serait ainsi intéressant de disposer d'un outil permettant de superposer les sources de déformations.

La démarche proposée repose sur la prédiction de la source de chaleur apportée à la pièce par l'usinage : une prédiction fine des déformations de la pièce n'est possible qu'à condition de disposer d'une quantification fiable de cette source. Les essais présentés dans le chapitre 4 nous ont fourni un ordre de grandeur de ces sources pour quelques cas particuliers (outils carbures neufs non revêtus, plages de conditions de coupe étudiées restreintes, matériau unique...).

De plus, les incertitudes associées aux mesures sont importantes (de l'ordre de 20 à 40%). La prédiction des déformations de la pièce passe donc pas une meilleure maîtrise de la source de chaleur. Les prochaines études devront s'attacher à améliorer la précision de l'identification de la source de chaleur et à être capable de prédire l'évolution de ces sources de chaleur en fonction de différents paramètres (usure des outils, influence de l'enchainement rapide de plusieurs opérations avec un même outil...). Des essais sont également à mener de nouveau si l'industriel souhaite tester de nouveaux outils (géométrie, matériau et revêtement), de nouveaux matériaux usinés ou encore de nouvelles conditions de coupe.

L'usure de l'outil provoque une augmentation de la chaleur apportée à la pièce par un usinage. Une mesure à chaque pièce de l'échauffement peut ainsi être exploitée afin de suivre l'usure des outils de coupe et optimiser les intervalles de changement d'outil.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

Cet aspect a été mis en place pendant la thèse pour suivre l'usure de l'outil de finition de l'alésage roulement du disque de frein présenté au chapitre 3. La mise en place de ce suivi sur ce cas simple a été aisée : l'échauffement de la pièce dépend principalement d'un seul outil. Pour des pièces plus complexes, c'est-à-dire pour lesquelles l'échauffement mesuré dépend de plusieurs usinages successifs, une méthode d'apprentissage (par exemple par réseau de neurones) pourrait être utilisée afin de dissocier l'influence de chaque outil de coupe.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

Bibliographie

[1] Marek Balazinski. Fabrication mécanique avancées. Cours de l'École Polytechnique de Montréal.

[2] Jean-Luc Battaglia, Haj Elmoussami, and Ludivine Puigsegur. Modélisation du comportement thermique d'un outil de fraisage : approche par identification de système non entier. thermal modelling of a milling tool : a noninteger system identification approach. *Comptes Rendus Mecanique*, 330(12) :857 – 864, 2002.

[3] Walter Belluco. *Performance Testing of Cutting Fluids*. PhD thesis, Technical University of Denmark, Department of Manufacturing Engineering and Management, 2000.

[4] G. Boothroyd. Temperatures in orthogonal metal cutting. 1963.

[5] H.F. Boyer, F. Koppka, N. Ranc, and P. Lorong. Identification of the heat input during dry or mql machining. In *Proceedings of 9th International Conference on High Speed Machining*, 2012.

[6] H.F. Boyer, J. Waremme, J.-L. Bourdiol, and D. Delaunay. A study about energy consumption and cutting fluid used to clutch case machining. *Mecanique et Industries*, 12(5) :389–393, 2011.

[7] B.T. Chao and K.J. Trigger. Temperature distribution at the tool-chip interface in metal cutting. *Transactions of ASME*, 75 :1107 – 1121, 1995.

[8] Y. Kevin Chou and Hui Song. Thermal modeling for white layer predictions in finish hard turning. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45(4-5) :481 – 495, 2005.

[9] M.A. Davies, T. Ueda, R. M'Saoubi, B. Mullany, and A.L. Cooke. On the measurement of temperature in material removal processes. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 56(2) :581 – 604, 2007.

[10] PR. Dawson and S. Malkin. Inclined moving heat source model for calculating metal cutting temperatures. 106 :179 – 86, 1984.

[11] J. Fleischer, R. Pabst, and S. Kelemen. Heat flow simulation for dry machining of power train castings. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 56(1) :117 – 122, 2007.

[12] W. Grzesik. Composite layer-based analytical models for tool-chip interface temperatures in machining medium carbon steels with multi-layer coated cutting tools. *Journal of Materials Processing Technology*, 176(1-3) :102 – 110, 2006.

[13] W. Grzesik. Determination of temperature distribution in the cutting zone using hybrid analytical-fem technique. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46(6) :651 – 658, 2006.

[14] W. Grzesik and P. Nieslony. Thermal characterization of the chip-tool interface when using coated turning inserts. *Journal of Manufacturing Processes*, 2(2) :79 – 87, 2000.

[15] R.S. Hahn. On the temperature developed at the shear plane in the metal cutting process. In *Proceedings of the First U.S. National Congress of Applied Mechanics*, 1951.

[16] J.C. Hamann, V. Grolleau, and F. Le Maître. Machinability improvement of steels at high cutting speeds - study of tool/work material interaction. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 45(1) :87 – 92, 1996.

[17] Stefan Hoppe. *Experimental and numerical analysis of chip formation in metal cutting.* PhD thesis, WZL RWTH AACHEN, 2003.

[18] J.C. Jaeger. Moving sources of heat and the temperature at sliding contacts. In *J. Proc. Roy. Soc. N. S. W. 76*, 1943.

[19] S.P. Jaspers and J.H Dautzenberg. Material behaviour in conditions similar to metal cutting : flow stress in the primary shear zone. *Journal of Materials Processing Technology*, 122(2Ű3) :322 – 330, 2002.

[20] Anshu D. Jayal, A.K. Balaji, Richard Sesek, Adam Gaul, and Dean R. Lillquist. Machining performance and health effects of cutting fluid application in drilling of a390.0 cast aluminum alloy. *Journal of Manufacturing Processes*, 9(2) :137 – 146, 2007.

[21] G.R. Johnson and W.H. Cook. A constitutive model and data for metals subjected to large strains high strain rates. *Seventh International Symposium on Ballistics*, pages 541 – 547, 1983.

[22] Hubert W. Meyer Jr. and David S. Kleponis. Modeling the high strain rate behavior of titanium undergoing ballistic impact and penetration. *International Journal of Impact Engineering*, 26(1 10) :509 521, 2001.

[23] Tchadja Kagnaya. *Contribution à l'identification des mécanismes d'usure d'un WC-6%Co en usinage et par une approche tribologique et thermique.* PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2009.

[24] Dursun Sedat Kilic and Shivakumar Raman. Observations of the tool-chip boundary conditions in turning of aluminum alloys. *Wear*, 262(7-8) :889 – 904, 2007.

[25] F. Klocke and G. Eisenblätter. Dry cutting. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 46(2) :519 – 526, 1997.

[26] R. Komanduri and Z. B. Hou. A review of the experimental techniques for the measurement of heat and temperatures generated in some manufacturing processes and tribology. *Tribology International*, 34(10) :653 – 682, 2001.

[27] Ranga Komanduri and Zhen Bing Hou. Thermal modeling of the metal cutting process : Part i – temperature rise distribution due to shear plane heat source. *International Journal of Mechanical Sciences*, 42(9) :1715 – 1752, 2000.

[28] Ranga Komanduri and Zhen Bing Hou. Thermal modeling of the metal cutting process – part ii : temperature rise distribution due to frictional heat source at the tool-chip interface. *International Journal of Mechanical Sciences*, 43(1) :57 – 88, 2001.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

[29] Ranga Komanduri and Zhen Bing Hou. Thermal modeling of the metal cutting process – part iii : temperature rise distribution due to the combined effects of shear plane heat source and the tool-chip interface frictional heat source. *International Journal of Mechanical Sciences*, 43(1) :89 – 107, 2001.

[30] M. Lahres, P. Muller-Hummel, and O. Doerfel. Applicability of different hard coatings in dry milling aluminium alloys. *Surface and Coatings Technology*, 91(1-2) :116 – 121, 1997.

[31] L. C. Lee, X. D. Liu, and K. Y. Lam. Determination of stress distribution on the tool rake face using a composite tool. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 35(3) :373 – 382, 1995.

[32] Woei-Shyan Lee and Chi-Feng Lin. High-temperature deformation behaviour of ti6al4v alloy evaluated by high strain-rate compression tests. *Journal of Materials Processing Technology*, 75(1 - 3) :127 – 136, 1998.

[33] W.C. Leone. Distribution of shear-zone heat in metal cutting. 1954.

[34] E.G. Loewen and M.C. Shaw. On the analysis of cutting tool temperatures. 1954.

[35] T. Mabrouki and J.-F. Rigal. A contribution to a qualitative understanding of thermo-mechanical effects during chip formation in hard turning. *Journal of Materials Processing Technology*, 176(1-3) :214 – 221, 2006.

[36] Pradip Majumdar, R. Jayaramachandran, and S. Ganesan. Finite element analysis of temperature rise in metal cutting processes. *Applied Thermal Engineering*, 25(14-15) :2152 – 2168, 2005.

[37] Hussain M.I., Taraman K.S., Filipovic A.J., and Garrn I. Experimental study to analyse the workpiece surface temperature in deep hole drilling of aluminium alloy engine blocks using mql technology. *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*, 31(2) :485 – 490, 2008.

[38] A. Moufki, A. Molinari, and D. Dudzinski. Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 46(10) :2103 – 2138, 1998.

[39] Deutsche Norm. Din 69090-1, mms-bearbeitungstechnologie - teil 1 : Begriffe, mai 2010, Mai 2010.

[40] Deutsche Norm. Din 69090-2, mms-bearbeitungstechnologie - teil 2 : Maschine, mai 2010, Mai 2010.

[41] Deutsche Norm. Din 69090-3, mms-bearbeitungstechnologie - teil 3 : Werkzeuge und werkzeugsysteme, mai 2010, Mai 2010.

[42] M. Nouari and A. Molinari. Experimental verification of a diffusion tool wear model using a 42crmo4 steel with an uncoated cemented tungsten carbide at various cutting speeds. *Wear*, 259(7-12) :1151 – 1159, 2005. 15th International Conference on Wear of Materials.

[43] R. Pabst, J. Fleischer, and J. Michna. Modelling of the heat input for face-milling processes. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 59(1) :121 – 124, 2010.

[44] Shivakumar Raman, Amber Longstreet, and Debajit Guha. A fractal view of tool-chip interfacial friction in machining. *Wear*, 253(11-12) :1111 – 1120, 2002.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

[45] D.J. Richardson, M.A. Keavey, and F. Dailami. Modelling of cutting induced workpiece temperatures for dry milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46(10) :1139 – 1145, 2006.

[46] A. Stoll, A. J. Sebastian, R. Klosinski, and Richard Furness. Lean and environmentally friendly manufacturing ? minimum quantity lubrication (mql) is a key technology for driving the paradigm shift in machining operations. 2008.

[47] G. Sutter and N. Ranc. Temperature fields in a chip during high-speed orthogonal cutting–an experimental investigation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47(10) :1507 – 1517, 2007.

[48] B.L. Tai, J.M. Dasch, and A.J. Shih. Evaluation and comparison of lubricant properties in minimum quantity lubrication machining. *Machining Science and Technology*, 15(4) :376–391, 2011.

[49] G.I. Taylor and H. Quinney. In *Proceedings of the Royal Society of London*, 1934.

[50] N. Tounsi, J. Vincenti, A. Otho, and M.A. Elbestawi. From the basic mechanics of orthogonal metal cutting toward the identification of the constitutive equation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42(12) :1373 – 1383, 2002.

[51] K.J. Trigger and B.T. Chao. An analytical evaluation of metal cutting temperatures. *Transactions of ASME*, 73 :57 – 68, 1951.

[52] JH. Weiner. Shear plane temperature distribution in orthogonal machining. 77 :1331 – 41, 1955.

[53] K. Weinert, I. Inasaki, J.W. Sutherland, and T. Wakabayashi. Dry machining and minimum quantity lubrication. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 53(2) :511 – 537, 2004.

[54] Tugrul Özel and Erol Zeren. Determination of work material flow stress and friction for fea of machining using orthogonal cutting tests. *Journal of Materials Processing Technology*, 153-154 :1019 – 1025, 2004. Proceedings of the International Conference in Advances in Materials and Processing Technologies.

[55] W. Zielasko and M. Zimmermann. Machining with mql : What users expect from machine tool manufacturers. 2004.

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

pastel-00835000, version 1 - 17 Jun 2013

USINAGE A SEC OU MQL – QUANTIFICATION ET PRISE EN COMPTE DES DILATATIONS THERMIQUES DURANT LE PROCESS

RESUME : L'industrie automobile cherche à réduire son utilisation des liquides de coupe en usinage pour des raisons économiques, environnementales et sanitaires. Les fabricants développent ainsi la démarche Minimum Quantity Lubrication qui vise à réduire au strict minimum l'utilisation des liquides de coupes en usinage. En l'absence de liquide de coupe, la stabilisation thermique de la pièce n'est plus assurée et des échauffements locaux apparaissent. Ces échauffements créent des déformations qui doivent être quantifiés et pris en compte afin d'assurer la conformité de la géométrie produite.

Une démarche de modélisation de l'échauffement d'une pièce pendant l'usinage est présentée. Le modèle obtenu permet à la fois de quantifier la quantité de chaleur introduit dans la pièce pour des usinages simples et de simuler les déformations d'une pièce complexe lors de l'enchainement d'opération d'usinage. Cette quantification repose sur une méthode inverse. Elle est appliquée à des opérations de fraisage, perçage et taraudage d'un alliage d'aluminium AS9U3. Dans un second temps, une étude de l'influence de l'ordonnancement des opérations d'usinage d'un carter de boite de vitesses automobile sur la qualité de la géométrie produite est conduite. Cette étude illustre l'intérêt du modèle de simulation et des outils développés pendant la thèse. Enfin, les enjeux économiques et environnementaux de la technologie MQL seront abordés.

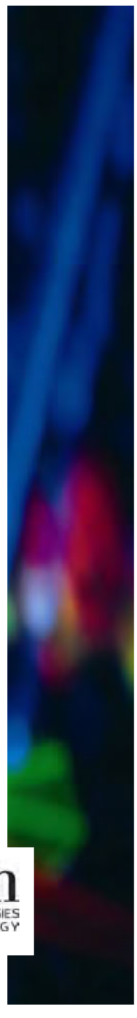
Mots clés : usinage à sec, MQL, thermique, simulation numérique, .

DRY OR MQL MACHINING – QUANTIFICATION AND CONSIDERATION OF THERMAL DISTORTIONS ALONG THE PROCESS

ABSTRACT : The application of MQL or dry machining in mass production becomes more and more accepted. Dry (MQL) machining is a very efficient solution to reduce the usage of cutting fluids and represents an effective measure for an environmental friendly production. However, these techniques do not benefit any more from the stabilization in temperature obtained with cutting fluids. More important and more heterogeneous increases of the temperature are observed. This leads to distortions of the work piece during machining which are necessary to be taken into account to maintain the geometrical quality of the manufactured surfaces.

A model of the warm-up of a part during machining is presented. The obtained model allows to quantify heat introduced into the work piece for simple operations and to feign the distortions of a complex part when operations are enchained. This quantification is based on an inverse method. It is applied for reaming, drilling and tapping process for an aluminum alloy AS9U3. Secondly, a study about influence of operations organization is done. We use the model to quantify distortions an aluminum clutch case along machining. This study illustrates interest of the model and of tools developed during the PhD. In a last part, economic and environmental stakes of the MQL approach are discussed.

Keywords : MQL Machining, Dry Machining, Heat Transfer, Simulation



ARTS ET MÉTIERS ParisTech

ParisTech INSTITUT DES SCIENCES ET TECHNOLOGIES PARIS INSTITUTE OF TECHNOLOGY