



HAL
open science

Validation d'un modèle numérique de la coupe oblique du Ti-6Al-4V par mesures de champs thermomécaniques couplées

Camille Bonnet, Thomas Pottier, Yann Landon

► To cite this version:

Camille Bonnet, Thomas Pottier, Yann Landon. Validation d'un modèle numérique de la coupe oblique du Ti-6Al-4V par mesures de champs thermomécaniques couplées. Manufacturing'21, Jun 2021, Angers (à distance), France. 14 p. hal-03272497

HAL Id: hal-03272497

<https://imt-mines-albi.hal.science/hal-03272497>

Submitted on 28 Jun 2021

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

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



Validation d'un modèle numérique de la coupe oblique du Ti-6Al-4V par mesures de champs thermomécaniques couplées

Camille BONNET^{(a)*}, Thomas POTTIER^(a), Yann LANDON^(b)

(a) Institut Clément Ader (ICA), Université de Toulouse, CNRS, IMT Mines Albi, UPS, INSA, ISAE-SUPAERO, Campus Jarlard, 81013 Albi

(b) Institut Clément Ader (ICA), Université de Toulouse, CNRS, IMT Mines Albi, UPS, INSA, ISAE-SUPAERO, Espace Clément Ader, 31400 Toulouse

* Correspondant(e) : camille.bonnet@mines-albi.fr

Résumé :

Dans l'optique de maîtriser le procédé de coupe, les travaux réalisés au cours d'une thèse précédente ont permis de développer des lois de comportement, d'endommagement et de frottement traduisant les couplages thermomécaniques et de les implémenter au sein d'un modèle éléments finis du procédé de coupe orthogonale du Ti6Al4V. Cette présente étude porte sur l'adaptation de ces lois matériaux au cas de la modélisation de la coupe oblique du Ti6Al4V. En vue de la valider, une confrontation entre les résultats numériques et des données expérimentales pertinentes est mise en œuvre. Pour cela, des mesures in-situ de champs thermomécaniques sont réalisées à l'aide de caméras rapide et infrarouge au cours d'essais de coupe oblique du Ti6Al4V. Cette étude constitue une première étape dans l'analyse de la capacité du modèle à traduire fidèlement le comportement du matériau sous diverses conditions de coupe notamment en termes de morphologie des copeaux (continus, festonnés) en coupe oblique.

Mots clés : Coupe oblique, Modélisation numérique, Alliage de titane Ti-6Al-4V, Mesures de champs couplées, Corrélation d'images, Thermographie infrarouge.

1 Introduction

Le procédé d'enlèvement de matière intervient régulièrement au cours du processus de fabrication de pièces ce qui fait de son optimisation et de sa maîtrise un véritable enjeu industriel, en particulier dans le cas de matériaux difficiles à usiner comme les alliages de titane. Dans l'objectif de prédire des paramètres tels que l'intégrité de surface et les contraintes résiduelles, de nombreux travaux se sont donc intéressés à la modélisation du procédé de coupe.

Les deux méthodes principales rencontrées sont la modélisation par éléments finis (FEM) et la méthode SPH (Smoothed Particle Hydrodynamics). Cette dernière est une technique sans maillage qui permet de se préserver des problématiques de distorsions de maillage en grandes déformations. Son principe est de discrétiser le matériau étudié en éléments discrets, en « particules ». Calamaz et al. réalisent un modèle de coupe orthogonale 2D du Ti6Al4V et parviennent à obtenir des copeaux festonnés numériquement (Calamaz, 2009). La modélisation par éléments finis demeure la plus répandue pour simuler la coupe orthogonale (Calamaz, 2008 ; Mabrouki, 2016 ; Ducobu, 2017 ; Aevor, 2017 ; Harzallah, 2017 ; Song, 2019) et la coupe oblique (Fang, 2005 ; Zhang, 2018 ; Umer, 2014 ; Abdulateef, 2015). Dans les travaux de Harzallah et al. (Harzallah, 2017), la coupe orthogonale du Ti6Al4V est simulée à l'aide d'un modèle 3D éléments finis dans lequel est implémenté une loi de comportement issue d'une extension en vitesse de déformation et en température de la loi d'écrouissage de Ludwik. L'influence de l'angle et de la vitesse de coupe γ sont étudiés pour une avance de $250\mu\text{m}$ permettant la génération de copeau festonnés. L'objectif de ces travaux est de vérifier la pertinence de cette implémentation en coupe oblique, et à de faibles avances ($50\mu\text{m}$) par confrontation avec l'expérimental.

Dans la littérature, les champs de déformations à l'échelle locale sont régulièrement évalués en appliquant des marqueurs sur la zone d'intérêt comme une grille (Pujana, 2008 ; Ghadbeigi 2008 ; Sela 2020). Ghadbeigi et al. utilisent par exemple cette technique pour étudier les champs de déformations induits dans la zone de cisaillement primaire au cours du procédé de coupe orthogonale d'un alliage d'aluminium. Pour cela, ils appliquent une micro-grille (pas de grille de $10\mu\text{m}$) sur l'échantillon qu'ils fixent contre un autre afin de limiter les déformations hors plan sur cette surface « grillagée ». Suite à un essai de coupe interrompu pour une vitesse de coupe de $2,4\text{m}/\text{min}$ et une avance de $500\mu\text{m}$, ils séparent les deux échantillons et peuvent alors comparer la grille déformée à la grille initiale au microscope électronique à balayage (MEB). D'autre part, Pujana et al. étudient les champs de déformations au cours de l'opération de tournage d'un acier en observant les déformations d'une grille (pas de grille de $65\mu\text{m}$) à l'aide d'une caméra rapide.

De nombreux autres travaux utilisent les caméras rapides dans le but de déterminer les champs cinématiques par traitement d'images. Par exemple, certains auteurs (Gnanamanickam, 2009 ; Yadav, 2018 ; Guo, 2015 ; Yeung, 2015) utilisent la vélocimétrie par image de particules (PIV). La mesure de « l'écoulement » de matière par cette approche permet de mesurer la vitesse de déformation mais ne permet pas de remonter à une mesure de la déformation et s'adapte donc mal aux conditions de coupe

discontinues. C'est pourquoi la méthode de corrélation d'images (DIC) est très utilisée en usinage (Calamaz, 2012 ; Pottier, 2014 ; Agarwal, 2015 ; Baizeau, 2017 ; Zhang, 2018 ; Thimm, 2019 ; Meurer, 2020). Ce type de post-traitement est très utilisé dans le cas particulier de la coupe orthogonale. Néanmoins, il est intéressant de relever les travaux de thèse de Yegneswaran (Yegneswaran, 2001) dans lesquels la corrélation d'images est utilisée pour déterminer l'angle d'écoulement des copeaux dans le cas du procédé de coupe oblique.

Par ailleurs, il est de plus en plus courant d'utiliser la thermographie infrarouge pour évaluer la température en usinage : pyromètre ou caméra infrarouge. En effet, bien que les thermocouples soient toujours très utilisés, ils permettent uniquement de fournir des informations ponctuelles et/ou moyennées de la température. En usinage, les thermocouples et les pyromètres-fibrés sont souvent placés de façon intrusive dans l'outil ou la pièce et cela peut perturber le flux de chaleur généré. Contrairement à ce genre d'instrumentations, les caméras infrarouges fournissent des champs de température in-situ sans endommager ni l'outil ni la pièce usinée. C'est pourquoi leur utilisation se retrouve dans de nombreux travaux notamment dans le but de déterminer les champs de température en coupe orthogonale (Arrazola, 2009 ; Valiorgue, 2013 ; Artozoul, 2014 ; Soler, 2018 ; Saez-de-Buruaga, 2018 ; Tu, 2019). Notons également les travaux de Abdulateef et al. (Abdulateef, 2015) qui évaluent la température de l'outil à l'aide d'une caméra infrarouge dans le cas d'une opération de coupe oblique d'un alliage d'aluminium dans le but de valider un modèle FEM.

Whitenton et al. (Whitenton, 2010) ont développé un dispositif capable de réaliser des mesures de champs couplées en coupe orthogonale. Les images visibles et infrarouges sont obtenues avec des résolutions spatiales et des fréquences différentes mais via le même trajet optique. Dans les travaux de Harzallah et al. (Harzallah, 2018), ce principe a inspiré le développement du dispositif optique VISIR utilisé dans les présents travaux. L'objectif principal de cette étude est de proposer une modélisation éléments finis du procédé de coupe oblique du Ti6Al4V, capable de retranscrire fidèlement le comportement du matériau sous diverses conditions de coupe. Afin de valider ce modèle implémenté sur Abaqus CAE (Abaqus, 2016), le premier défi est de parvenir à obtenir des informations expérimentales locales au niveau de la zone de coupe. Des mesures in-situ de champ thermomécaniques sont alors réalisées à l'aide de caméras rapide et infrarouge au cours d'essais de coupe oblique du Ti6Al4V instrumentées sur le dispositif VISIR (Harzallah, 2018). Les champs cinématiques sont déterminés par corrélation d'images (DIC). Cette étude s'inscrit dans le cadre de travaux de plus grande ampleur, en tant qu'approche locale d'une modélisation multi-échelle du procédé de perçage.

2 Dispositif expérimental

2.1 Essais de coupe orthogonale & oblique

Des essais de coupe oblique ont été effectués sur un banc de coupe (DEXTER) sur lequel la pièce à usiner est projetée sur un outil fixe non revêtu en carbure de tungstène. Les différentes conditions de coupe ont été choisies de manière à correspondre aux conditions de coupe rencontrées localement en perçage sur l'arête de coupe d'un foret (étudié dans d'autres travaux) pour une vitesse de broche de 450 tr/min et une avance de 0,1 mm/tr. Elles sont répertoriées dans le Tableau 1.

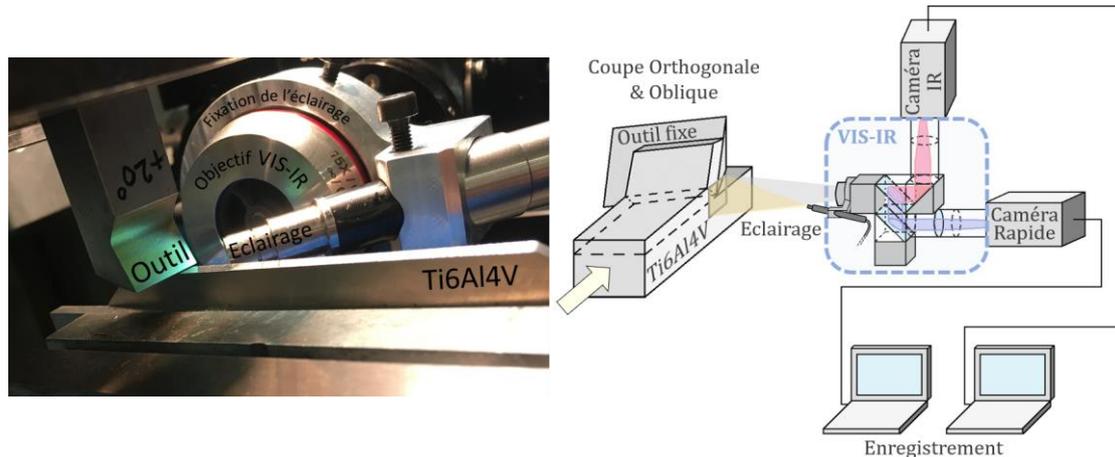


Figure 1 : Dispositif expérimental

Tableau 1 : Conditions de coupe étudiées

ID Test	Angle oblique (°)	Angle de coupe (°)	Vitesse de coupe (m/min)	Avance (μm)
1	10	25	13,36	50
2	10	25	11,81	50
3	10	20	10,04	50
4	0	0	3,96	50

2.2 Instrumentation & Matériau

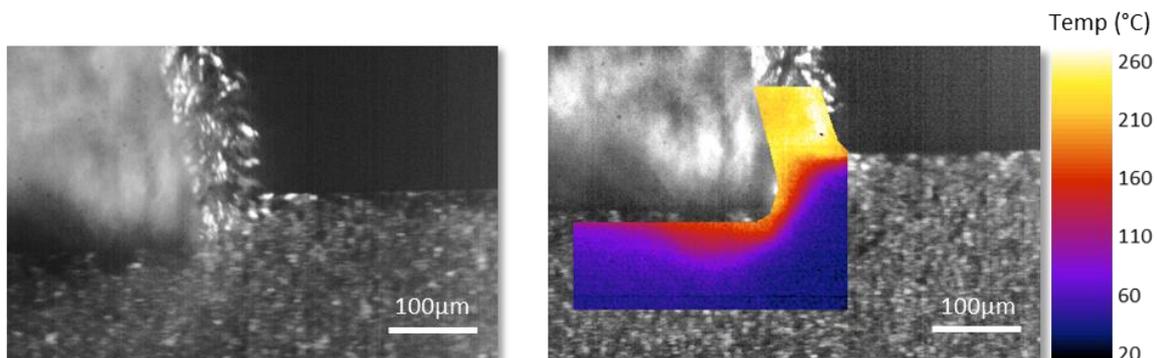


Figure 2 : Exemple d'image visible et de superposition infrarouge/visible obtenues par le biais des caméras

Afin de déterminer les champs cinématiques et thermiques in-situ au niveau de la zone de coupe pour chacune des conditions de coupe, des caméras rapide et infrarouge sont instrumentées (voir Figure 1). La fréquence et le temps d'intégration choisis sont présentés dans le Tableau 2. La caméra rapide choisie est une caméra FASTCAM SA3 et

la caméra infrarouge une FLIR SC7000. Le type d'images obtenues par le biais de ces caméras est représenté Figure 2. Le dispositif VISIR (Harzallah, 2018) permettant la mesure couplée des champs de déformations et de température est utilisé.

Tableau 2 : Paramètres des caméras utilisées selon les tests

ID Test	FASTCAM SA3		FLIR SC7000	
	Fréquence (Hz)	Temps d'intégration (μ s)	Fréquence (Hz)	Temps d'intégration (μ s)
1	12000	25	600	50
2	6000	33	600	50
3	6000	40	600	50
4	6000	67	600	50

La pièce en Ti-6Al-4V à usiner a pour dimensions : longueur et hauteur respectivement de l'ordre de 10cm et 3cm et une épaisseur de 3,38mm. La microstructure du matériau a été révélée par attaque chimique et constitue le motif sur lequel la corrélation d'image est employée pour déterminer les champs cinématiques. Afin de maximiser le flux thermique émis par la pièce, l'attaque chimique a été réalisée au réactif de Weck. Cela permet d'obtenir une émissivité de 0,71 dans la gamme [3-5 μ m] et donc rendre possible la mesure de température proche de l'ambiante. En effet, une attaque Kroll classique conduit généralement à une émissivité bien plus faible (environ 0,35 d'après de précédents travaux) et complique donc fortement la mesure de température. En contrepartie la pièce est moins réfléchissante dans la gamme visible du spectre et nécessite donc l'utilisation d'une source lumineuse plus puissante (lampe UHP 120W à décharge Olympus ILP-1).

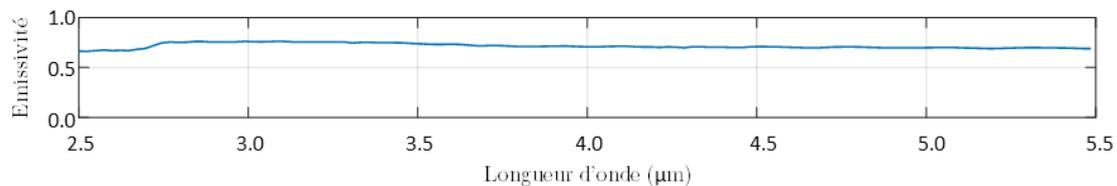


Figure 3 : Emissivité spectrale hémisphérique du Ti6Al4V constituant l'éprouvette utilisée (20°C)

De plus, afin d'exploiter les résultats en température, l'émissivité spectrale de la surface du matériau est nécessaire ; elle est mesurée à l'aide d'un spectromètre infrarouge. Pour simplifier l'exploitation, cette émissivité est considérée constante pour la gamme de température et de longueur d'onde de la caméra (valeur moyennée). Cependant, les surfaces étudiées ne sont pas planes et la coupe du matériau peut engendrer des déformations hors plan. C'est pourquoi, un goniomètre a été instrumenté au sein du spectromètre afin de fournir l'émissivité directionnelle totale (voir Figure 3).

3 Modélisation numérique de la coupe orthogonale & oblique

3.1 Lois de comportement et d'endommagement

Les lois de comportement (Eq.1) et d'endommagement du matériau (Eq.2) choisies sont celles développées dans le cadre des travaux de thèse de Mahmoud Harzallah (Harzallah, 2018). La contrainte σ (Eq.1) dépend des coefficients A , B et n qui correspondent respectivement à la limite d'élasticité, au module d'écrouissage et à l'exposant d'écrouissage. La limite d'endommagement $\bar{\epsilon}_f$ (Eq.2) résulte d'une adaptation du critère de Mohr-Coulomb avec la loi d'écoulement proposée (Eq.1). La

limite d'endommagement $\bar{\epsilon}_f$ dépend également de A , B et n ainsi que de l'angle de Lode normalisé $\bar{\theta}$ et de la contrainte de cisaillement limite τ_f .

$$\sigma = A(\dot{\epsilon}, T) + B(\dot{\epsilon}, T) \cdot \epsilon_p^{n(\dot{\epsilon}, T)} \quad (1)$$

$$\bar{\epsilon}_f = \left[\frac{\sqrt{3} \cdot \tau_f(\dot{\epsilon}, T)}{B(\dot{\epsilon}, T) \cos\left(\frac{\pi\bar{\theta}}{6}\right)} - \frac{A(\dot{\epsilon}, T)}{B(\dot{\epsilon}, T)} \right]^{\frac{-1}{n(\dot{\epsilon}, T)}} \quad (2)$$

Les valeurs des paramètres matériaux A , B , n et τ_f pour des gammes de vitesse de déformations et de température rencontrées en usinage ont été identifiées expérimentalement par Harzallah (Harzallah, 2018). Une telle formulation permet d'obtenir un couplage explicite du comportement thermomécanique ne reposant pas sur l'adjonction de termes multiplicatifs (Johnson, 1983) et est donc à même de décrire le comportement sans la donnée *a priori* d'un modèle d'évolution de l'érouissage ou de l'endommagement en fonction de T et de $\dot{\epsilon}_p$.

3.2 Modèles éléments finis

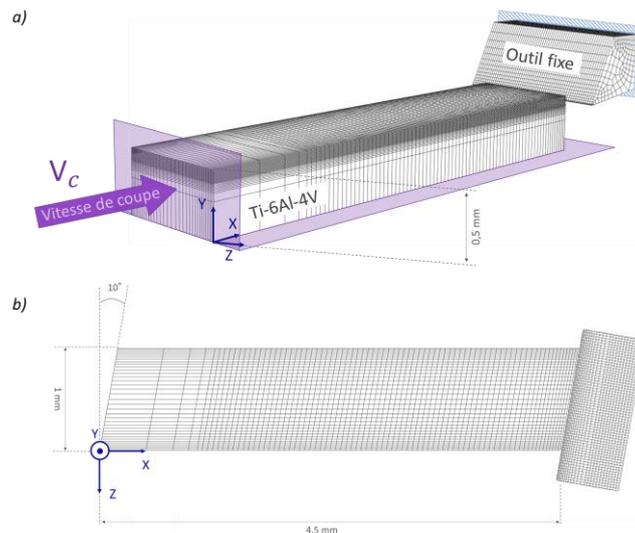


Figure 4 : Géométrie et conditions aux limites du modèle FEM 3D – en vue d'une confrontation aux résultats expérimentaux des tests **1** & **2**

La modélisation numérique consiste en trois modèles 3D lagrangiens par éléments finis réalisés à l'aide du solveur ABAQUS/Dynamic Temp-disp Explicit (Abaqus, 2016) en utilisant des éléments (C3D8RT) avec un maillage raffiné au niveau de la zone de coupe (taille d'élément de $4\mu\text{m}$). Le premier modèle, représenté Figure 4, correspond à la coupe oblique du Ti-6Al-4V avec un angle oblique de 10° , un angle de coupe de 25° et une avance de $0,05\text{mm}$. Ce premier modèle correspond à la vitesse de coupe des essais **1** et **2**. De même, le second modèle est pourvu d'un angle oblique de 10° , d'un angle de coupe de 20° et de la vitesse de coupe employée à l'essai **3**. Enfin le dernier modèle s'intéresse à la coupe orthogonale du Ti-6Al-4V avec un angle de coupe nul et la vitesse utilisée lors de l'essai **4**. Les lois de comportement et d'endommagement présentées

précédemment sont implémentées au sein d'une VUMAT et sont appliquées à l'ensemble de la pièce, permettant d'éviter l'utilisation d'une zone sacrificielle.

3.3 Génération de chaleur

La génération de chaleur par plasticité a été implémentée par le biais du coefficient de Taylor-Quinney β_{TQ} . Celui-ci est défini dans sa forme différentielle comme le rapport entre la puissance calorifique et la puissance anélastique (Eq.3).

$$\beta_{TQ} = \frac{\rho C_p \Delta T}{\int dw_p} \quad \text{avec} \quad \int dw_p = \int \sigma : \dot{\epsilon}_p \quad (3)$$

où ΔT correspond à l'augmentation de température, C_p à la chaleur spécifique, ρ la masse volumique et $\int dw_p$ au travail anélastique spécifique défini à partir du produit contracté contrainte/vitesse de déformation.

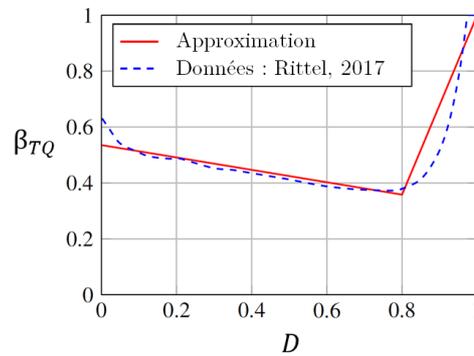


Figure 5 : Modèle simplifié de l'évolution du coefficient de Taylor-Quinney avec l'endommagement – Superposition des données expérimentales issues des travaux de Rittel et al (Rittel, 2017)

La dépendance de β_{TQ} avec la déformation plastique a également été implémentée à partir des données issues des travaux de Rittel et al. (Rittel, 2017). Ces données sont obtenues sur le même matériau, pour des gammes de vitesses de déformations similaires au cours d'essais de cisaillement/compression et montrent une évolution de β_{TQ} à mesure que la plasticité progresse vers la rupture. De manière à simplifier l'implémentation, la dépendance de ce coefficient avec la déformation plastique a été remplacée par une évolution avec l'endommagement $D = \int d\epsilon_p / \epsilon_f$, où ϵ_f est la déformation à rupture définie Eq.2. Ainsi, le coefficient dépend explicitement de la variable d'état. Comme illustré Figure 5, l'évolution de β_{TQ} change drastiquement au-delà de 0,8 d'endommagement. Son évolution a été donc approximée à l'aide d'un modèle linéaire par partie (Eq.4).

$$\beta_{TQ} = \begin{cases} -0,22D + 0,54 & \text{si } D \leq 0,8 \\ 3,2D - 2,2 & \text{si } D > 0,8 \end{cases} \quad (4)$$

4 Résultats & Discussion

Déformations équivalentes de Hencky

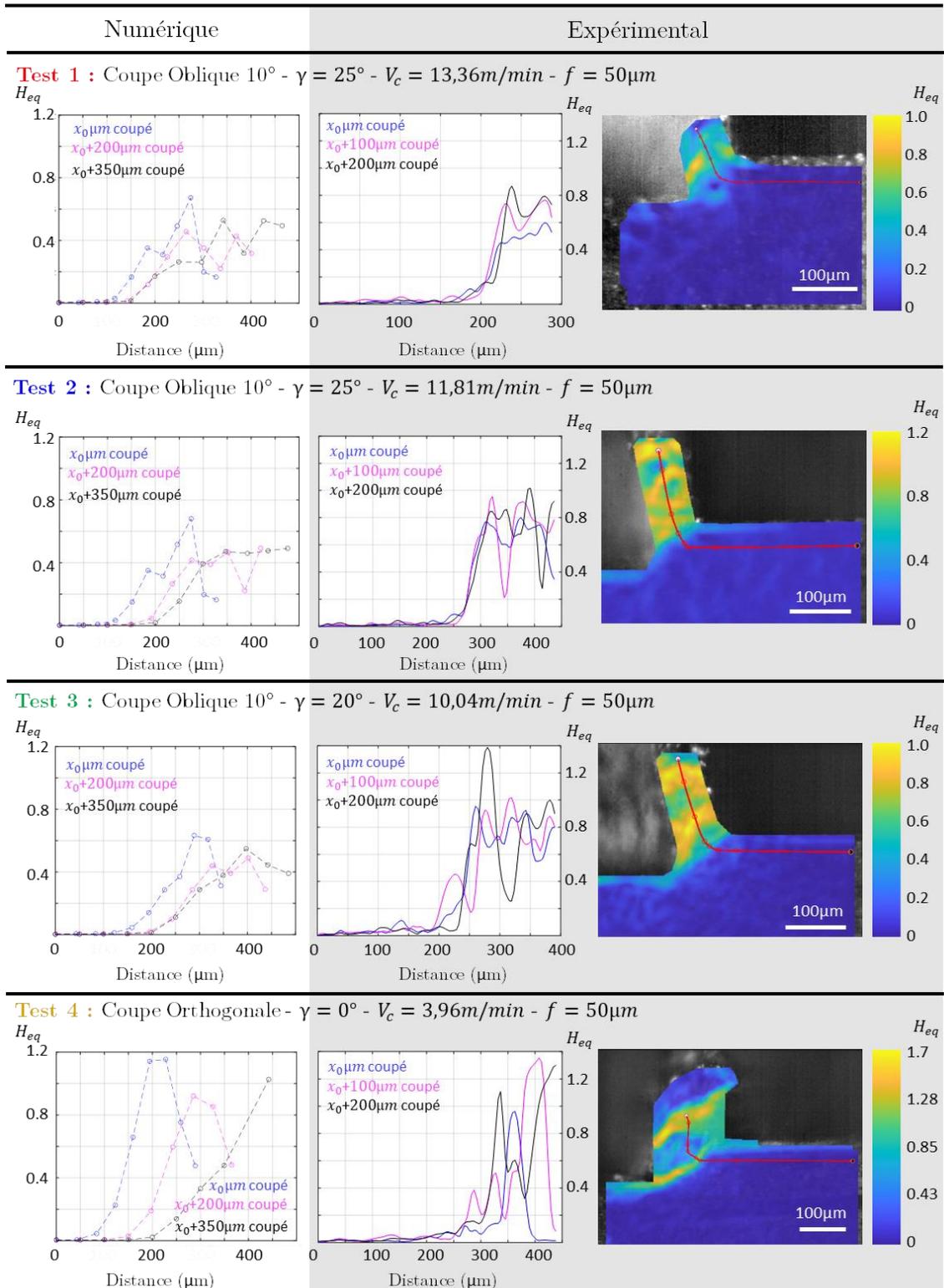


Figure 6 : Profils de déformations obtenus pour les 4 tests expérimentalement et numériquement (gauche & centre) à différents instants – Champs de déformations expérimentaux et trajectoires sur lesquelles sont issus les profils expérimentaux (droite)

Température (°C)

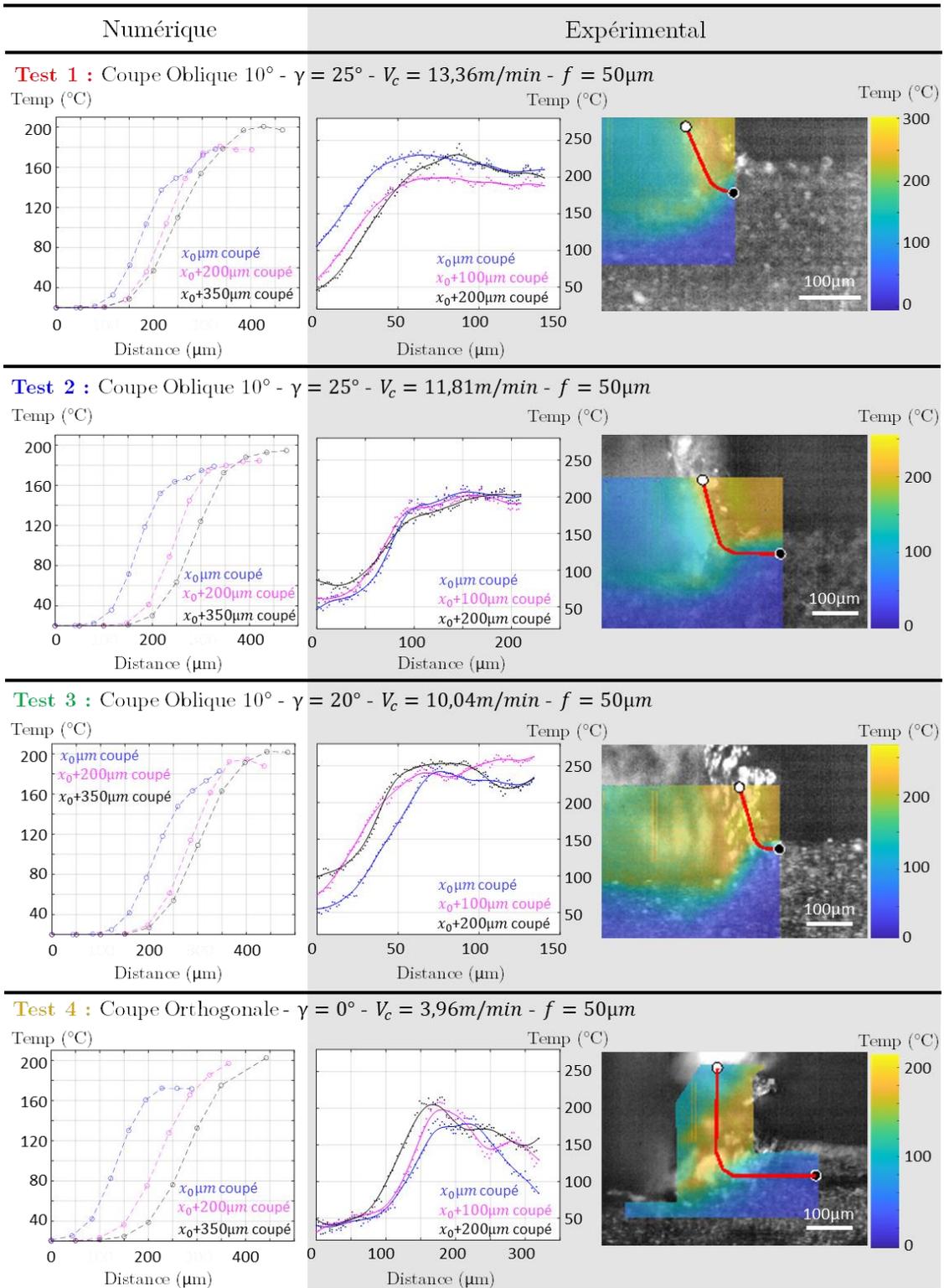


Figure 7 : Profils de température obtenus pour les 4 tests expérimentalement et numériquement (gauche & centre) à différents instants – Champs de température expérimentaux et trajectoires sur lesquelles sont issus les profils expérimentaux (droite)

Puissance calorifique volumique ($\times 10^{12} W/m^3$)

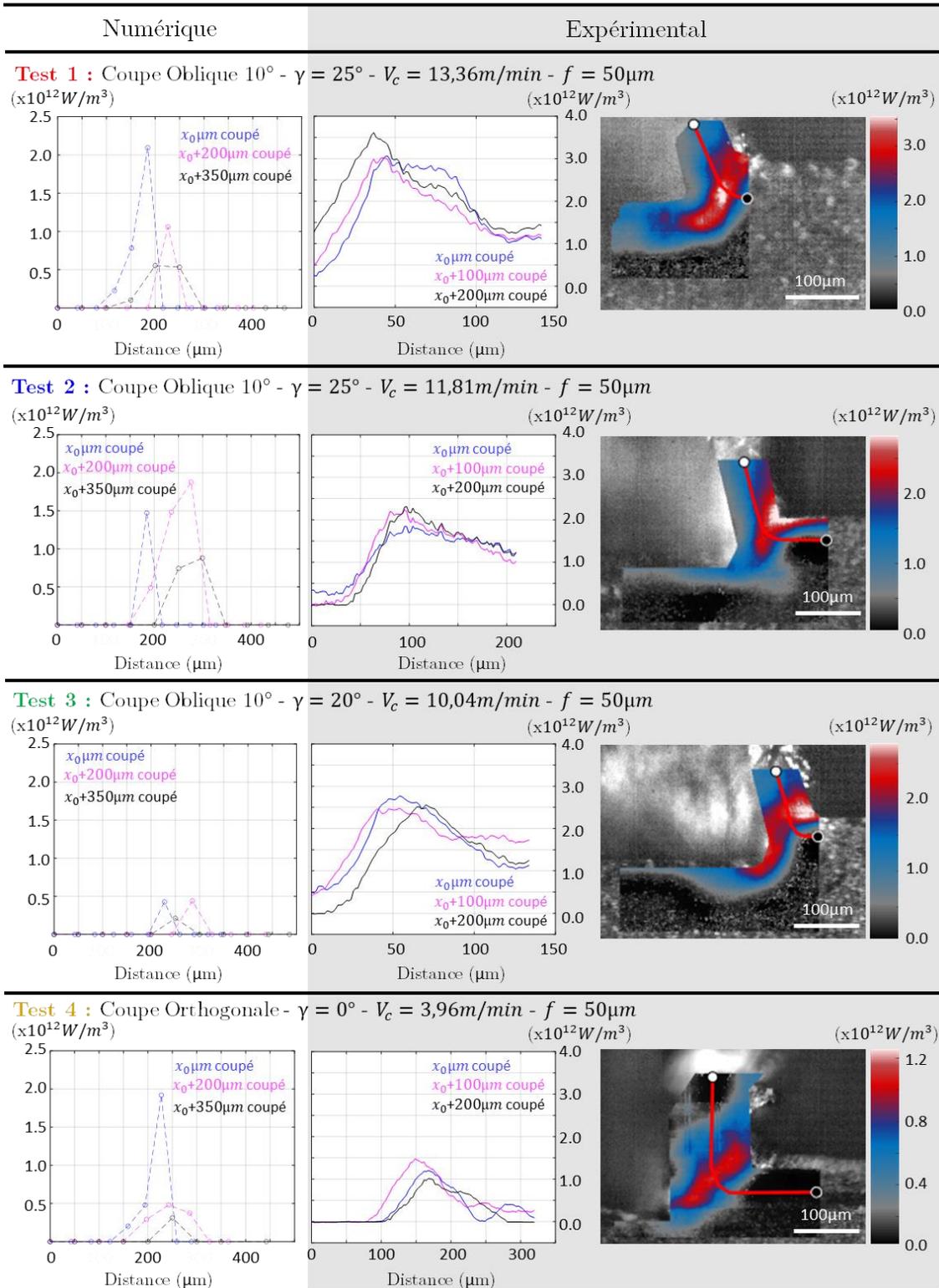


Figure 8 : Profils de puissance volumique obtenus pour les 4 tests expérimentalement et numériquement (gauche & centre) à différents instants – Champs de puissance volumique expérimentaux et trajectoires sur lesquelles sont issus les profils expérimentaux (droite)

Pour les différents essais, les résultats expérimentaux et numériques sont illustrés en déformations équivalentes logarithmiques équivalentes par la Figure 6, en température par la Figure 7 et en puissance calorifique volumique par la Figure 8.

La Figure 6 met en évidence, aussi bien expérimentalement que numériquement, que les déformations logarithmiques équivalentes sont plus élevées dans le cas du test **4** (en coupe orthogonale et à angle de coupe nul) que pour les autres tests en coupe oblique avec des angles et des vitesses de coupe plus importantes. De plus, les températures et les puissances volumiques au sein de la bande de cisaillement sont globalement plus élevées expérimentalement pour les tests en coupe oblique **1**, **2** et **3**. Il en ressort, que le chargement thermomécanique subi par la matière usinée est logiquement, fortement influencé par les conditions de coupe (angle de coupe, vitesse de coupe, angle oblique, et avance non étudiée ici). Il est à préciser ici que pour chaque image issue de la caméra infrarouge, le post-traitement a nécessité l'application de l'émissivité du Ti6Al4V à l'ensemble de l'image (y compris sur l'outil et l'air ambiant). Ainsi, une lecture pertinente des champs expérimentaux de température ne peut s'effectuer que sur le matériau Ti6Al4V (et non pas sur l'outil ou l'air ambiant).

Ce chargement thermomécanique induit dans la bande de cisaillement primaire est susceptible de générer des morphologies de copeaux différentes. Ainsi, dans le cas du test **4** en coupe orthogonale avec un angle de coupe nul, la géométrie du copeau généré est fortement festonnée (voir colonne de droite Figure 6, 7 et 8). A l'inverse, les copeaux sont généralement lamellaires/continus dans le cas des autres tests **1**, **2** et **3** en coupe oblique. Les déformations logarithmiques équivalentes évaluées expérimentalement (Figures 6 et 7) rendent bien compte de la morphologie des copeaux observés. En effet, pour le test **4**, les déformations se localisent davantage et sont donc d'amplitude plus élevées dans la bande de cisaillement que pour les autres tests. A contrario, la déformation équivalente devient faible voire quasi nulle dans la partie centrale du feston (voir colonne centrale Figure 6). Cette tendance, fortement contrastée, du profil de déformation se retrouve dans une moindre mesure sur le modèle numérique. Pour les tests **1**, **2** et **3**, les déformations se localisent moins, bien que des bandes de cisaillement soient visibles tant expérimentalement que numériquement. Ces bandes de cisaillement sont créées de manière périodique mais les niveaux de déformation atteints ne conduisent pas à la rupture du matériau : le copeau généré est alors lamellaire voire continu et la matière y est déformée plus uniformément que pour le test **4** (Figure 6, colonne centrale).

A noter que cette uniformité semble moins marquée pour le test **3** (où l'angle de coupe est plus faible) que pour les tests **1** et **2**. Il apparaît donc que le basculement d'une coupe lamellaire vers une coupe festonnée semble se situer entre les conditions de coupe du test **3** et **4** et plus précisément autour du test **3**.

De la même manière, les températures expérimentales corroborent également les morphologies constatées : la température est distribuée uniformément dans les copeaux en coupe oblique, contrairement au test **4** où un pic de température en bande de cisaillement primaire est visible. Pour ce test **4**, à l'intérieur d'un feston, la matière

se déforme peu et s'échauffe donc moins. Ces champs de température et de déformation expérimentaux sont visibles sur les Figures 6 et 7 (colonne de droite).

Cependant, les derniers constats en température ne sont pas vérifiés numériquement. D'autre part, l'établissement de la température maximale se fait sur une distance 2 fois plus importantes dans les simulations (certainement influencé par la position du chemin choisi). De plus, la température est sous-estimée numériquement, en particulier pour les tests **1** et **3**, et les déformations le sont également en coupe oblique. Enfin, ceci est en adéquation avec la sous-estimation des puissances volumiques (Figure 8). Notons que la puissance volumique est fortement sous-estimée pour le test **3**, probablement dû à une suppression d'éléments trop importante.

Finalement, il est à noter que le choix du coefficient de Taylor-Quinney β_{TQ} s'avère particulièrement sensible. Comme constaté ci-dessus, la valeur choisie est probablement trop faible en moyenne et pourrait être à l'origine des divergences avec l'expérimental. En effet, l'identification de ce coefficient est complexe et les données fournies par la littérature sont parfois contradictoires (Rittel, 2017 ; Smith 2019) et très dépendantes du matériau et de ses traitements thermiques / état microstructural. Ainsi, dans une optique de vérification, deux calculs éléments finis ont été lancés successivement. Toute chose égale par ailleurs, deux valeurs constantes du paramètre β_{TQ} (0,54 et 0,9) ont été successivement employées. Dans le premier cas ($\beta_{TQ} = 0,54$), la coupe conduit à la formation d'un copeau continu ; le même calcul avec un coefficient plus élevé (0,9) entraîne une augmentation prévisible de la température mais surtout l'apparition du festonnement du copeau.

5 Conclusion

Ce travail a permis de réaliser des mesures in-situ de champs thermomécaniques couplées aux petites échelles (ce qui présente déjà un défi) et de mettre en évidence la forte dépendance de la morphologie des copeaux avec les conditions de coupe en particulier pour une avance relativement faible de 50 μ m.

Etant donné la complexité des mécanismes et la diversité des chargements thermomécaniques déjà observés, cette présente étude, s'inscrivant comme approche locale d'une modélisation multi-échelle du procédé de perçage, montre à plus d'un titre la nécessité de cette approche à cette échelle.

Ainsi, ces mesures ont illustré la complexité des mécanismes inhérents à la coupe du Ti6Al4V et la réelle difficulté associée à la modélisation fidèle de l'opération de coupe, en particulier concernant la morphologie du copeau (et donc concernant tout ce qui en découle en termes de déformation et de puissance) selon les conditions de coupe et son irrégularité dans le temps au cours d'un même essai.

Cette analyse a également dépeint la difficulté que constitue une évaluation physique et pertinente du coefficient de Taylor-Quinney. Au vu de son influence non négligeable sur la morphologie des copeaux générés, sa caractérisation mériterait une attention particulière et plus approfondie.

Remerciements

Les auteurs souhaitent remercier la région Occitanie pour sa participation au financement de ses travaux de recherche.

Références

- Simulia Abaqus (2016) Abaqus Online documentation.
- O. F. Abdulateef, L. A. Salman (2015) Thermal Field Analysis of Oblique Machining Process with Infrared Image for AA6063-T6, *Al-Kharizmi Engineering Journal*, vol 11, pp.1–10
- H. Agarwal, A. Amaranath, Y. Jamthe, S. Gururaja (2015) An Investigation of Cutting Mechanisms and Strain Fields during Orthogonal Cutting in CFRPSs, *Machining Science and Technology*, vol 19(3), pp.416–439
- P. J. Arrazola, I. Arriola, M. A. Davies (2009) Analysis of the influence of tool type, coatings, and machinability on the thermal fields in orthogonal machining of AISI 4140 steels, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, vol 58(1), pp.85–88
- J. Artozoul, C. Lescahier, O. Bomont, D. Dudzinski (2014) Extended infrared thermography applied to orthogonal cutting, mechanical and thermal aspects, *Applied Thermal Engineering*, vol 64(1-2), pp.441–452
- Y. Avevor, A. Moufki, M. Nouari (2017) Analysis of the Frictional Heat Partition in Sticking-sliding Contact for Dry Machining: An Analytical-Numerical Modelling, *Procedia CIRP*, vol 58, pp.539-542
- T. Baizeau, S. Campocasso, G. Fromentin, R. Besnard (2017) Kinematic Field Measurements During Orthogonal Cutting Tests via DIC with Double-frame Camera and Pulsed Laser Lighting, *Experimental Mechanics*, vol 57(4), pp.581–591
- M. Calamaz, D. Coupard, F. Girot (2008) A new material model for 2D numerical simulation of serrated chip formation when machining titanium alloy Ti-6Al-4V, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol 48(3-4), pp.275-288
- M. Calamaz, D. Coupard, F. Girot (2012) Strain field measurement in orthogonal machining of a titanium alloy, *Advanced Materials Research*, vol 498, pp.237-242.
- M. Calamaz, J. Limido, M. Nouari, C. Espinosa, D. Coupard, M. Salaün, F. Girot, R. Chieragatti (2009) Toward a better understanding of tool wear effect through a comparison between experiments and SPH numerical modelling of machining hard materials, *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, vol 27(3), pp.595-604
- F. Ducobu, E. Riviere-Lorphevre, E. Filippi (2017) Finite element modelling of 3D orthogonal cutting experimental tests with the Coupled Eulerian-Lagrangian (CEL) formulation, *Finite Elements in Analysis and Design*, vol 134, pp.27-40
- G. Fang, P. Zeng (2005) Three-dimensional thermo-elastic-plastic coupled FEM simulations for metal oblique cutting processes, *Journal of Materials Processing Technology*, vol 168, pp.42–48
- H. Ghadbeigi, S. R. Bradbury, C. Pinna, J. R. Yates (2008) Determination of micro-scale plastic strain caused by orthogonal cutting, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol 48(2), pp.228–235
- E. P. Gnanamanickam, S. Lee, J. P. Sullivan, S. Chandrasekar (2009) Direct measurement of large-strain deformation fields by particle tracking, *Measurement Science and Technology*, vol 20(9)
- Y. Guo, W. D. Compton, S. Chandrasekar (2015) In situ analysis of flow dynamics and deformation fields in cutting and sliding of metals, *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, vol 471(2178)
- M. Harzallah, T. Pottier, J. Senatore, M. Mousseigne, G. Germain, Y. Landon (2017) Numerical and experimental investigations of Ti-6Al-4V chip generation and thermo-mechanical couplings in orthogonal cutting, *International Journal of Mechanical Sciences*, vol 134(September), pp.189-202
- M. Harzallah, T. Pottier, R. Gilblas, Y. Landon, M. Mousseigne, J. Senatore (2018) A coupled in-situ measurement of temperature and kinematic fields in Ti-6Al-4V serrated chip formation at micro-scale, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol 130-131, pp.20-35
- G. R. Johnson and W. H. Cook (1983) A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures, *In Proc. 7th Int. Symp. on ballistics*, The Hague
- T. Mabrouki, C. Courbon, Y. Zhang, J. Rech, D. Nélias, M. Asad, H. Hamdi, S. Belhadi, F. Salvatore (2016) Some insights on the modelling of chip formation and its morphology during metal cutting operations, *Comptes Rendus - Mécanique*, vol 344(4-5), pp.335-354
- M. Meurer, T. Augspurger, B. Tekkaya, D. Schraknepper, A. P. Lima, T. Bergs (2020) Development of a Methodology for Strain Field Analysis during Orthogonal Cutting, *Procedia CIRP*, vol 87, pp.444–449
- T. Pottier, G. Germain, M. Calamaz, A. Morel, D. Coupard (2014) Sub-Millimeter Measurement of Finite Strains at Cutting Tool Tip Vicinity, *Experimental Mechanics*, vol 54(6), pp.1031–1042

- J. Pujana, P. J. Arrazola, J. A. Villar (2008) *In-process high-speed photography applied to orthogonal turning*, *Journal of Materials Processing Technology*, vol 202(1-3), pp.475–485
- D. Rittel, L. Zhang, S. Osovski (2017) *The dependence of the Taylor–Quinney coefficient on the dynamic loading mode*, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol 107, pp.96–114
- M. Saez-de-Buruaga, D. Soler, P. X. Aristimuño, J. A. Esnaola, P. J. Arrazola (2018) *Determining tool/chip temperatures from thermography measurements in metal cutting*, *Applied Thermal Engineering*, vol 145, pp.305–314
- A. Sela, G. Ortiz-de-Zarate, D. Soler, P. Aristimuño, D. Soriano, G. Germain, F. Ducobu, P. J. Arrazola (2020) *Surface drag analysis after Ti-6Al-4V orthogonal cutting using grid distortion*, *Procedia CIRP*, vol 87, pp.372–377
- J. L. Smith (2019) *Full-Field Measurement of the Taylor-Quinney Coefficient in Tension Tests of Ti-6Al-4V, Aluminum 2024-T351, and Inconel 718 at Various Strain Rates*, *The Ohio State University*
- D. Soler, P. X. Aristimuño, M. Saez-de-Buruaga, A. Garay, P. J. Arrazola (2018) *New calibration method to measure rake face temperature of the tool during dry orthogonal cutting using thermography*, *Applied Thermal Engineering*, vol 137(March), pp.74-82
- X. Song, A. Li, M. Lv, H. Lv, J. Zhao (2019) *Finite element simulation study on pre-stress multi-step cutting of Ti-6Al-4V titanium alloy*, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol 104, pp.2761–2771
- B. Thimm, J. Steden, M. Reuber, H. J. Christ (2019) *Using digital image correlation measurements for the inverse identification of constitutive material parameters applied in metal cutting simulations*, *Procedia CIRP*, vol 82, pp.95–100
- L. Tu, F. Xu, X. Wang, J. Gao, S. Tian, M-F. Yuen, D. Zuo (2019) *Temperature distribution of cubic boron nitride-coated cutting tools by finite element analysis*, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol 105, pp.3197–3207
- U. Umer, J. A. Qudeiri, M. H. Hussein Abdalmoneam, A. A. Khan, A. R. Al-ahmari (2014) *Multi-objective optimization of oblique turning operations using finite element model and genetic algorithm*, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol 98, pp.593–603
- F. Valiorgue, A. Brosse, P. Naisson, J. Rech, H. Hamdi, J. M. Bergheau (2013) *Emissivity calibration for temperatures measurement using thermography in the context of machining*, *Applied Thermal Engineering*, vol 58(1-2), pp.321–326
- E. Whitenton, A. Cooke, J. Heigel, I. Arriola (2010) *Recent Experiments Assessing the Uncertainty of Metal Cutting Temperature Measurements When Using the NIST High Speed Dual Spectrum Optical System*, *Proceedings of SPIE, ThermoSense XXXII*, vol 7661
- S. Yadav, C. Saldana, T. G. Murthy (2018) *Experimental investigations on deformation of soft rock during cutting*, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, vol 105(April 2017), pp.123–132
- K. Yegneswaran Kamalesh (2006) *Deviation between the sliding direction of the chip over the tool and the direction of the friction force in oblique cutting*, *Madras University*
- H. Yeung, Y. Guo, J. Mann, W. D. Compton, S. Chandrasekar (2015) *Effect of Low-Frequency Modulation on Deformation and Material Flow in Cutting of Metals*, *Journal of Tribology*, vol 138
- X. Zhang, H. Wu (2018) *Effect of tool angle on cutting force and residual stress in the oblique cutting of TC21 alloy*, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol 98(1-4), pp.791–797
- X. Zhang, Z. Lu, Z. Peng, H. Sui, D. Zhang (2018) *Development of a tool-workpiece thermocouple system for comparative study of the cutting temperature when high-speed ultrasonic vibration cutting Ti-6Al-4V alloys with and without cutting fluids*, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol 96(1-4), pp.237–246