



**HAL**  
open science

# Développement d'un modèle numérique sur l'étude de l'intégrité des surfaces en perçage

Mathieu Girinon

► **To cite this version:**

Mathieu Girinon. Développement d'un modèle numérique sur l'étude de l'intégrité des surfaces en perçage. Autre. Université de Lyon, 2017. Français. NNT : 2017LYSEE003 . tel-01753781

**HAL Id: tel-01753781**

**<https://theses.hal.science/tel-01753781v1>**

Submitted on 29 Mar 2018

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

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



N° d'ordre NNT : 2017LYSEE003

**THESE de DOCTORAT DE L'UNIVERSITE DE LYON**  
opérée conjointement  
**au sein de l'École centrale de Lyon**  
**et de l'École Nationale d'Ingénieurs de Saint-Etienne**

**Ecole Doctorale N° 488**  
**Science Ingénierie Santé**

**Spécialité**  
Mécanique et Ingénierie

Soutenue publiquement le 13/09/2017, par :  
**Mathieu Girinon**

---

**Développement d'un modèle numérique  
sur l'étude de l'intégrité des surfaces en  
perçage**

---

Devant le jury composé de :

FAVIER Véronique	Professeur de l'ENSAM-ParisTech	Présidente
JHAZI Mohammad	Professeur de l'Université du Québec	Rapporteur
LANDON Yann	Mcf HDR de l'Université Paul Sabatier	Rapporteur
PONTHOT Jean-Philippe	Professeur de l'Université de Liège	Examineur
MABROUKI Tarek	Mcf HDR de l'ENI Tunis	Examineur
FEULVARCH Eric	Mcf HDR de l'ENI Saint-Etienne	Directeur
RECH Joël	Professeur de l'ENI Saint-Etienne	Co-directeur
VALIORGUE Frédéric	Mcf de l'ENI Saint-Etienne	Co-directeur
KARAOUNI Habib	Chef de projets SAFRAN Tech	Invité

**Spécialités doctorales :**  
 SCIENCES ET GENIE DES MATERIAUX  
 MECANIQUE ET INGENIERIE  
 GENIE DES PROCÉDES  
 SCIENCES DE LA TERRE  
 SCIENCES ET GENIE DE L'ENVIRONNEMENT  
 MATHEMATIQUES APPLIQUEES  
 INFORMATIQUE  
 IMAGE, VISION, SIGNAL

**Responsables :**  
 K. Wolski Directeur de recherche  
 S. Drapier, professeur  
 F. Gruy, Maître de recherche  
 B. Guy, Directeur de recherche  
 D. Graillet, Directeur de recherche  
 O. Roustant, Maître-assistant  
 O. Boissier, Professeur

**EMSE : Enseignants-chercheurs et chercheurs autorisés à diriger des thèses de doctorat (titulaires d'un doctorat d'État ou d'une HDR)**

AVRIL	Stéphane	PR2	Mécanique et ingénierie	CIS
BATTON-HUBERT	Mireille	PR2	Sciences et génie de l'environr	FAYOL
BENABEN	Patrick	PR1	Sciences et génie des matériat	CMP
BERNACHE-ASSOLLAN	Didier	PR0	Génie des Procédés	CIS
BIGOT	Jean Pierre	MR(DR2)	Génie des Procédés	SPIN
BILAL	Essaid	DR	Sciences de la Terre	SPIN
BOISSIER	Olivier	PR1	Informatique	FAYOL
BORBELY	Andras	MR(DR2)	Sciences et génie de l'environr	SMS
BOUCHER	Xavier	PR2	Génie Industriel	FAYOL
BRODHAG	Christian	DR	Sciences et génie de l'environr	FAYOL
BURLAT	Patrick	PR2	Génie Industriel	FAYOL
COURNIL	Michel	PR0	Génie des Procédés	DIR
DARRIEULAT	Michel	IGM	Sciences et génie des matériat	SMS
DAUZERE-PERES	Stéphane	PR1	Génie Industriel	CMP
DEBAYLE	Johan	CR	Image Vision Signal	CIS
DELAFOSSÉ	David	PR1	Sciences et génie des matériat	SMS
DESRAYAUD	Christophe	PR2	Mécanique et ingénierie	SMS
DOLGUI	Alexandre	PR0	Génie Industriel	FAYOL
DRAPIER	Sylvain	PR1	Mécanique et ingénierie	SMS
FEILLET	Dominique	PR2	Génie Industriel	CMP
FOREST	Bernard	PR1	Sciences et génie des matériat	CIS
FORMISYN	Pascal	PR0	Sciences et génie de l'environr	DIR
FRACZKIEWICZ	Anna	DR	Sciences et génie des matériat	SMS
GARCIA	Daniel	MR(DR2)	Génie des Procédés	SPIN
GERINGER	Jean	MA(MDC)	Sciences et génie des matériat	CIS
GIRARDOT	Jean-jacques	MR(DR2)	Informatique	FAYOL
GOEURIOT	Dominique	DR	Sciences et génie des matériat	SMS
GRAILLOT	Didier	DR	Sciences et génie de l'environr	SPIN
GROSSEAU	Philippe	DR	Génie des Procédés	SPIN
GRUY	Frédéric	PR1	Génie des Procédés	SPIN
GUY	Bernard	DR	Sciences de la Terre	SPIN
GUYONNET	René	DR	Génie des Procédés	SPIN
HAN	Woo-Suck	CR	Mécanique et ingénierie	SMS
HERRI	Jean Michel	PR1	Génie des Procédés	SPIN
INAL	Karim	PR2	Microélectronique	CMP
KERMOUCHE	Guillaume	PR2	Mécanique et Ingénierie	SMS
KLOCKER	Helmut	DR	Sciences et génie des matériat	SMS
LAFOREST	Valérie	MR(DR2)	Sciences et génie de l'environr	FAYOL
LERICHE	Rodolphe	CR	Mécanique et ingénierie	FAYOL
LI	Jean Michel		Microélectronique	CMP
MALLIARAS	Georges	PR1	Microélectronique	CMP
MOLIMARD	Jérôme	PR2	Mécanique et ingénierie	CIS
MONTHEILLET	Franck	DR	Sciences et génie des matériat	SMS
PERIER-CAMBY	Laurent	PR2	Génie des Procédés	DFG
PIJOLAT	Christophe	PR0	Génie des Procédés	SPIN
PIJOLAT	Michèle	PR1	Génie des Procédés	SPIN
PINOLI	Jean Charles	PR0	Image Vision Signal	CIS
POURCHEZ	Jérémy	CR	Génie des Procédés	CIS
ROUSTANT	Olivier	MA(MDC)		FAYOL
STOLARZ	Jacques	CR	Sciences et génie des matériat	SMS
SZAFNICKI	Konrad	MR(DR2)	Sciences et génie de l'environr	CMP
TRIA	Assia		Microélectronique	CMP
VALDIVIESO	François	MA(MDC)	Sciences et génie des matériat	SMS
VIRICELLE	Jean Paul	MR(DR2)	Génie des Procédés	SPIN
WOLSKI	Krzystof	DR	Sciences et génie des matériat	SMS
XIE	Xiaolan	PR0	Génie industriel	CIS

**ENISE : Enseignants-chercheurs et chercheurs autorisés à diriger des thèses de doctorat (titulaires d'un doctorat d'État ou d'une HDR)**

BERGHEAU	Jean-Michel	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE
BERTRAND	Philippe	PU	Génie des procédés	ENISE
DUBUJET	Philippe	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE
FEULVARCH	Eric	MCF	Mécanique et Ingénierie	ENISE
FORTUNIER	Roland	PR	Sciences et Génie des matériat	ENISE
HAMDI	Hédi	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE
LYONNET	Patrick	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE
RECH	Joël	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE
SI LARBI	Amir	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE
SMUROV	Igor	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE
TOSCANO	Rosario	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE
ZAHOUANI	Hassan	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE

PR 0	Professeur classe exceptionnelle
PR 1	Professeur 1 <sup>ère</sup> classe
PR 2	Professeur 2 <sup>ème</sup> classe
PU	Professeur des Universités

Ing.	Ingénieur
MCF	Maître de conférences
MR (DR2)	Maître de recherche
CR	Chargé de recherche

SMS	Sciences des Matériaux et des Structures
SPIN	Sciences des Processus Industriels et Naturels
FAYOL	Institut Henri Fayol
CMP	Centre de Microélectronique de Provence





# Remerciements

Mes remerciements s'adressent à l'ensemble des personnes que j'ai côtoyées au cours des trois dernières années. Que ce soit dans le cadre de mes travaux de thèse ou à travers les diverses activités extérieures, chacun a contribué à mon épanouissement personnel. Ce dernier est indispensable pour garder le cap pendant ces trois années de recherche.

Etant donné que les personnes ayant interagies dans les activités diverses ne liront probablement pas ce manuscrit, je vais tout de suite remercier les personnes qui ont participé directement au bon déroulement du projet de thèse : Patrick, Hervé, Mehmet à l'usinage, Maryane à la caractérisation des matériaux, Hervé aux mesures de contraintes résiduelles, Christophe pour le développement du Quick Stop Test et pour tous les autres conseils. J'ai particulièrement apprécié le travail en collaboration avec Florian pour l'étude du 15-5PH, et avec Enzo et Kévin pour l'étude de l'Inconel 718.

Je remercie les industriels qui ont participé au projet, Erwan Jourden, Vincent Robin, Philippe Gilles d'AREVA à l'initiative des travaux, Habib Karaoui pour son suivi pendant la durée de mon contrat chez SAFRAN et l'intérêt qu'il a porté et qu'il porte au travail réalisé, Ugo Masciantonio et Fabien Lefebvre du Cetim pour la confiance qu'ils m'accordent. J'espère que cette collaboration se poursuivra...

Côté académique, Joël Rech, Frédéric Valiorgue et Eric Feulvarch sont les responsables de mon arrivée dans le domaine de la recherche. Leur travail a commencé lors de ma quatrième année à l'ENISE. Il a consisté à me convaincre de me lancer dans la recherche par le biais du master. Il s'est poursuivi avec la réalisation du stage de master au LTDS en lien avec AREVA. Et puis, le grand saut : la thèse. Ils ont fortement contribué à mon apprentissage d'un point de vue technique et au bon déroulement des travaux entrepris. A chaque étape, ils ont su tenir compte au mieux de mes souhaits en termes de développement professionnel tout en intégrant mes critères personnels.

Je remercie également les membres du jury qui ont accepté d'évaluer ces travaux de thèse et notamment Mohammad Jahazi et Yann Landon qui ont accepté de rapporter ce manuscrit.

Je remercie l'ensemble du personnel de l'ENISE et du LTDS : en tête de file, Isabelle qui se démène pour que tout soit au mieux pour ses doctorants, Nico et ses collègues du service informatique toujours présents pour régler les petits soucis.

Aussi étonnant que cela puisse paraître, après avoir remercié les personnes qui mettent de l'huile dans les rouages, je vais remercier celles qui mettent des bâtons dans les roues. Peu nombreuses, je les remercie néanmoins car elles participent à l'apprentissage de la vie, le monde qui nous entoure n'est pas parfait. Il faut identifier ce que l'on peut changer et choisir ce que l'on va changer. Pour le reste, mieux vaut apprendre à s'en accommoder.

Je remercie désormais l'ensemble des doctorants, futurs doctorants, docteurs désormais que j'ai connu au cours de ces années pour tous les bons moments passés: Hussein, Gaylor, Victor, Alexis, Fabien, Pierre, Théo, Sawsen, Mayssa, Rafal, Najib, Yassine, Yabo, Maxime, Rémi. Je remercie particulièrement Axel, Dorian et Sylvain. Nos discussions philosophiques, éthiques et économiques interminables ont permis de créer des liens forts.

Finalement je remercie l'ensemble de ma famille. Elle est le pilier principal de la vie et a participé directement ou indirectement à tous les projets que j'ai entrepris. Un grand merci à mes parents, mes sœurs, mes grands-parents qui ont toujours été là pour moi et que j'estime particulièrement. Enfin un grand merci à Jennifer, ma conjointe qui contribue tous les jours à mon bonheur.

## Résumé

L'intégrité de surface a un rôle très important sur la tenue en fatigue des composants usinés. Des spécifications particulières émergent de la part des fabricants et particulièrement de ceux de l'aéronautique. Les trous percés sont des zones critiques à partir desquelles des endommagements peuvent se produire. Néanmoins les contraintes résiduelles sont peu étudiées en perçage. Elles émanent de phénomènes multi-physiques issus de l'opération de perçage difficilement identifiables à cause du confinement du trou. Même après l'opération, il est difficile d'accéder à la surface du trou percé.

Ce rapport présente les travaux expérimentaux et numériques mis en œuvre au cours de la thèse. L'objectif final étant de prédire les contraintes résiduelles sur la surface d'un trou percé, le projet s'est d'abord focalisé autour de l'identification des phénomènes physiques mis en jeu pendant l'opération de perçage et la quantification des contraintes résiduelles sur la surface du trou percé après perçage. Ce premier volet expérimental a posé les bases de compréhension nécessaires au développement des modèles numériques.

Les développements numériques s'articulent autour de deux axes. Le premier consiste à représenter l'opération de perçage. L'état de l'art ainsi qu'une étude préalable ont permis d'identifier les difficultés liées à la modélisation numérique d'une opération de perçage pour des longueurs percées significatives. Le premier axe de développement a pour objectif de répondre à ce verrou scientifique. Il doit permettre de fournir les chargements nécessaires à la simulation des contraintes résiduelles. Le deuxième axe de développement numérique s'intéresse donc à ce point. Il doit permettre de prendre en compte correctement les chargements issus du premier modèle afin de prédire les contraintes résiduelles de la pièce percée.



# Liste des symboles

## **Termes généraux**

ZAP	<i>Zone affectée par le procédé</i>
ZATM	<i>Zone affectée thermomécaniquement</i>
QST	<i>Quick Stop Test</i>
TR	<i>Trempé Revenu</i>
ALE	<i>Arbitrary Lagrangian Eulerian</i>
SPH	<i>Smoothed particle hydrodynamics</i>
MQL	<i>Micro-lubrification (Minimum Quantity Lubrication)</i>
COM	<i>Couple outil-matière</i>
CCI	<i>Collage de copeaux isolés</i>
BMC	<i>Bande de matière cisailée</i>
grad	<i>Gradient</i>

## **Contexte général lié au perçage**

$V_c$	<i>Vitesse de coupe (m/min)</i>
$N$	<i>Vitesse de rotation de l'outil (tr/min)</i>
$V_f$	<i>Vitesse d'avance (mm/s)</i>
$f$	<i>Avance par tour (mm/tr)</i>
$f_z$	<i>Avance par tour et par dent (mm/tr/dt)</i>
$a_p$	<i>Pénétration (mm)</i>
$D$	<i>Diamètre de perçage (mm)</i>

$D_{\text{ext}}$	<i>Diamètre extérieur de la pièce (mm)</i>
$\theta\theta$	<i>Direction circonférentielle (orthoradiale) du trou percé</i>
$zz$	<i>Direction axiale du trou percé</i>
$L_p$	<i>Longueur de perçage (mm)</i>
$F_z$	<i>Effort de poussée au cours du perçage (N)</i>
$M_z$	<i>Couple au cours du perçage (N.m)</i>
$\omega_{\text{foret}}$	<i>Vitesse de rotation du foret (rad/s)</i>
$R$	<i>Rayon du foret (mm)</i>
$V_{\text{becs}}$	<i>Vitesse tangentielle des becs du foret (mm/s)</i>
$H$	<i>Hauteur de contact listels/surface percée (mm)</i>
$\lambda_s$	<i>Angle d'inclinaison d'arête (<math>^\circ</math>)</i>
$\gamma_n$	<i>Angle de coupe (<math>^\circ</math>)</i>
$A$	<i>Entrée de la pointe du foret dans la matière</i>
$B$	<i>Entrée des becs du foret dans la matière</i>
$C$	<i>Perte de contact entre les listels et le trou percé</i>
$D$	<i>Sortie de la pointe du foret</i>
$E$	<i>Sortie des becs du foret</i>

**Champs liés à la mécanique**

$\overrightarrow{v_{\text{conv}}}$	<i>Vitesse de convection (mm/s)</i>
$\overrightarrow{v_{\text{mat}}}$	<i>Vitesse de la matière (mm/s)</i>
$\overrightarrow{v_{\text{mesh}}}$	<i>Vitesse du maillage (mm/s)</i>

$\bar{\sigma}$	Tenseur des contraintes (MPa)
$\bar{S}$	Tenseur déviateur des contraintes (MPa)
p	Pression hydrostatique (MPa)
$\bar{D}$	Tenseur du taux de déformation (/s)
$\bar{D}_e$	Tenseur du taux de déformation élastique (/s)
$\bar{D}_{th}$	Tenseur du taux de déformation thermique (/s)
$\bar{D}_{vp}$	Tenseur du taux de déformation viscoplastique (/s)
$D_{eq}$	Taux de déformation équivalent (/s)
$\sigma_{VM}$	Contrainte de Von Mises (MPa)

**Champs liés à la thermique**

TC	Thermocouple
TC_1	Thermocouple en position N°1 sur l'échantillon
A_sec_1	Cas d'essai expérimental de perçage à sec N°1
Lub_ext_1	Cas d'essai expérimental de perçage en lubrification externe N°1
Lub_int_1	Cas d'essai expérimental de perçage en lubrification interne N°1
a	Distance entre la surface percée et le bout du thermocouple (mm)
b	Distance entre le bout du thermocouple et la zone de mesure (mm)
T	Température (°C)
$T_{ext}$	Température du milieu ambiant (°C)
q	Flux de chaleur (W/mm <sup>2</sup> )

---

$Q_r$	<i>Flux de chaleur induit par le contact des listels sur le trou percé (W/mm<sup>2</sup>)</i>
$S_{\text{Mesh}}$	<i>Surface des mailles sélectionnées pour l'application du flux <math>Q_r</math> (mm<sup>2</sup>)</i>

**Description des modèles numériques**

2D	<i>Deux dimensions</i>
3D	<i>Trois dimensions</i>
$p$	<i>Pas de descente du foret entre deux étapes de calcul dans le modèle numérique R-ALE de perçage (mm)</i>
$\Delta t$	<i>Pas de temps de calcul du modèle numérique R-ALE de perçage (s)</i>
$t$	<i>Temps (s)</i>
$\vec{v}_a$	<i>Vitesse aux nœuds du copeau en contact avec l'air (mm/s)</i>
$\vec{n}_a$	<i>Normale à la surface pour les nœuds du copeau en contact avec l'air</i>

**Analyse expérimentale des contraintes résiduelles**

DRX	<i>Diffraction de rayons X</i>
$\lambda_{RX}$	<i>Longueur d'onde des rayons X</i>
$\beta$	<i>Angle de balayage de la source des rayons X</i>
$\theta$	<i>Angle de Bragg</i>
$d_{hkl}$	<i>Distance entre les plans interatomiques du réseau cristallin</i>
$\varepsilon_{dd}$	<i>Déformation dans la direction perpendiculaire aux plans interatomiques de diffraction</i>
$\Psi$	<i>Angle entre la normale à l'échantillon et la normale aux plans interatomiques</i>

$\varepsilon_{xx}$	<i>Déformation dans la direction tangentielle à la surface de l'échantillon</i>
$\varphi$	<i>Angle caractérisant la direction d'analyse sur un échantillon</i>
$\vec{N}$	<i>Normale de l'échantillon</i>
$\vec{n}$	<i>Normale aux plans interatomiques de diffraction</i>
$\sigma_{11}$	<i>Contrainte dans la direction x (MPa)</i>
$\varepsilon_{11}$	<i>Déformation dans la direction x</i>
FWHM ou LMH	<i>Full width at half maximum ou longueur à mi-hauteur</i>
Mn	<i>Manganèse</i>
$K\alpha$	<i>Raie de diffraction</i>
$S_1$	<i>Constante d'élasticité cristallographique N°1</i>
$S_2$	<i>Constante d'élasticité cristallographique N°2</i>
<b>Rugosité</b>	
Ra	<i>Rugosité moyenne arithmétique (<math>\mu\text{m}</math>)</i>
$R_z$	<i>Hauteur maximale du profil (<math>\mu\text{m}</math>)</i>
Rt	<i>Hauteur totale du profil (<math>\mu\text{m}</math>)</i>
Rsk	<i>Asymétrie du profil</i>
Rv	<i>Profondeur maximale des vallées (<math>\mu\text{m}</math>)</i>
Rp	<i>Hauteur maximale des pics (<math>\mu\text{m}</math>)</i>
Rku	<i>Aplatissement du profil</i>

**Paramètres matériau**

$h$	<i>Coefficient de convection (W/(mm<sup>2</sup>.°C))</i>
$E$	<i>Module de Young (MPa)</i>
$\mu$	<i>Coefficient de viscosité dynamique (kg/ms)</i>
$\lambda$	<i>Conductivité thermique (W/m°C)</i>
$\rho$	<i>Masse volumique (kg/m<sup>3</sup>)</i>
$C_m$	<i>Chaleur massique (J/kg/°C)</i>
$\alpha$	<i>Coefficient de partage de la chaleur entre l'outil et la surface usinée</i>
$\nu$	<i>Coefficient de poisson</i>
$\delta$	<i>Coefficient de dilatation (/°C)</i>
$R_e$	<i>Limite élastique (MPa)</i>
$p$	<i>Pente d'érouissage</i>

# Table des matières

Introduction.....	- 1 -
Chapitre 1. Contexte .....	- 5 -
1.1 Le Projet MODRILL.....	- 5 -
1.2 Contexte scientifique .....	- 5 -
1.2.1 L'intégrité des surfaces usinées .....	- 6 -
1.2.2 Le perçage.....	- 11 -
1.2.3 La modélisation numérique.....	- 14 -
1.3 Le déroulement du projet.....	- 16 -
1.3.1 Pourquoi développer des méthodes expérimentales ? .....	- 16 -
1.3.2 Quel point de départ pour l'identification des mécanismes physiques en perçage ? .....	- 18 -
1.3.3 Quelle méthode pour prédire les contraintes résiduelles en perçage ? .....	- 20 -
1.3.4 Les conditions de perçage étudiées.....	- 21 -
Chapitre 2. Développement de techniques expérimentales pour l'étude du procédé de perçage .....	- 23 -
2.1 Objectifs.....	- 23 -
2.2 Etat de l'art.....	- 23 -
2.2.1 Mesure de températures en perçage.....	- 23 -
2.2.2 Traitement thermique de détensionnement.....	- 26 -
2.2.3 Méthodes expérimentales d'analyse des contraintes résiduelles .....	- 27 -
2.3 Procédure des essais expérimentaux.....	- 30 -
2.4 Acquisition des efforts et des températures en perçage.....	- 31 -
2.5 Mesure du diamètre enveloppe du trou percé.....	- 35 -
2.6 Analyse des contraintes résiduelles .....	- 36 -
2.6.1 Traitement thermique de détensionnement.....	- 36 -
2.6.2 Influence de la découpe sur les contraintes résiduelles .....	- 38 -
2.7 Conclusion du chapitre .....	- 45 -
Chapitre 3. Etude expérimentale de l'intégrité des surfaces en perçage .....	- 47 -
3.1 Objectifs.....	- 47 -
3.2 Etat de l'art.....	- 47 -

3.2.1	Phénomènes physiques en perçage .....	- 47 -
3.2.2	Influence des conditions de perçage sur l'intégrité des surfaces obtenues.....	- 50 -
3.2.3	Résumé de l'état de l'art .....	- 57 -
3.3	Présentation des conditions de perçage étudiées .....	- 58 -
3.4	Etude des indicateurs relevés pendant les essais.....	- 59 -
3.4.1	Effort de poussée et couple .....	- 59 -
3.4.2	Températures.....	- 62 -
3.4.3	Copeaux .....	- 64 -
3.4.4	Géométrie du trou percé.....	- 65 -
3.4.5	Zones de frottement .....	- 67 -
3.4.6	Discussions .....	- 70 -
3.5	Etude de l'intégrité de surface obtenue.....	- 70 -
3.5.1	Contraintes résiduelles .....	- 70 -
3.5.2	Ecrouissage du matériau .....	- 77 -
3.5.3	Microstructure.....	- 79 -
3.5.4	Rugosité .....	- 80 -
3.5.5	Discussions .....	- 83 -
3.6	Comparaison des trois matériaux étudiés .....	- 84 -
3.6.1	Cas du 316L .....	- 85 -
3.6.2	Cas de l'Inconel 718 TR .....	- 87 -
3.6.3	Cas du 15-5PH .....	- 89 -
3.6.4	Discussions .....	- 90 -
3.7	Conclusion du chapitre .....	- 91 -
Chapitre 4.	Simulation thermomécanique du procédé de perçage .....	- 93 -
4.1	Objectifs.....	- 93 -
4.2	Etat de l'art.....	- 93 -
4.2.1	La simulation numérique de l'usinage .....	- 93 -
4.2.2	La simulation numérique du perçage.....	- 94 -
4.2.3	Résumé de l'état de l'art .....	- 100 -
4.3	Une nouvelle stratégie de simulation.....	- 102 -
4.3.1	Modélisation thermomécanique du perçage .....	- 102 -
4.3.2	Nouvelle méthode R-ALE pour la simulation du perçage.....	- 103 -
4.4	Obtention de la géométrie du copeau.....	- 108 -

---

4.5	Loi de comportement viscoplastique .....	- 112 -
4.6	Résultats numériques et validation expérimentale.....	- 115 -
4.6.1	Mise en place de la simulation numérique.....	- 115 -
4.6.2	Résultats du modèle .....	- 116 -
4.6.3	Cas du perçage à sec sans contribution des listels .....	- 118 -
4.6.4	Cas du perçage à sec avec contribution des listels.....	- 119 -
4.6.5	Étude de sensibilité du modèle .....	- 122 -
4.7	Discussions .....	- 126 -
4.8	Conclusion du chapitre .....	- 128 -
Chapitre 5.	Simulation numérique des contraintes résiduelles en perçage.....	- 129 -
5.1	Objectifs.....	- 129 -
5.2	Etat de l’art.....	- 129 -
5.2.1	Simulation numérique des contraintes résiduelles en coupe orthogonale et en tournage.....	- 130 -
5.2.2	Simulation numérique des contraintes résiduelles en perçage.....	- 133 -
5.2.3	Résumé de l’état de l’art .....	- 134 -
5.3	Stratégie de simulation.....	- 135 -
5.3.1	Transfert des chargements thermiques.....	- 135 -
5.3.2	Simulation des contraintes résiduelles .....	- 139 -
5.4	Résultats numériques et validation expérimentale.....	- 143 -
5.5	Discussions .....	- 144 -
5.6	Conclusion du chapitre .....	- 145 -
Conclusion générale.....		- 147 -
Perspectives.....		- 149 -
Bibliographie.....		- 151 -
Table des figures .....		- 163 -
Annexes.....		- 171 -
Données matériaux.....		- 171 -
Détails sur le foret Kennametal.....		- 172 -
Nombre de Fourier.....		- 173 -



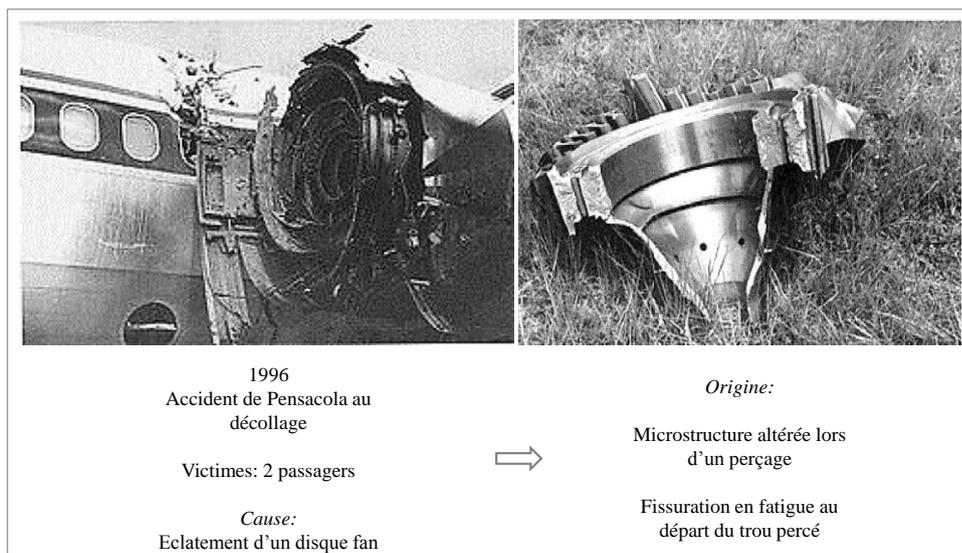
# Introduction

Le besoin perpétuel de développement et de croissance de la part des industries associé à une exigence accrue de sûreté pour l'Homme et son environnement, entraîne le lancement d'études de plus en plus ciblées et approfondies. L'usinage est directement impacté puisqu'il permet de réaliser toutes sortes de composants utilisés dans des domaines critiques tels que l'aéronautique, le nucléaire, le médical...



*Figure 1: Présentation du perçage*

Le perçage est un procédé d'usinage ancien qui consiste à réaliser un trou dans une pièce. Dans un contexte dans lequel l'intégrité matière n'est pas critique ou n'est pas perturbée, l'étude de ce procédé présente un intérêt d'ordre économique (gain sur la cadence de production par exemple). Le contexte de cette étude est différent. L'usinabilité des matériaux étudiés est médiocre. Le perçage va donc perturber significativement l'intégrité matière de la pièce percée. De plus les composants réalisés vont être mis en place dans des systèmes à très hautes valeurs ajoutées pour lesquels la panne est souvent fatale.



*Figure 2: Accident de Pensacola et rôle du procédé de perçage*

Traditionnellement, les procédés étaient choisis en fonction de leur coût de revient et de leur capacité à produire rapidement. Depuis plusieurs années, un nouveau paramètre à considérer est apparu : la capacité du procédé à fournir une surface fonctionnelle en termes de tenue en fatigue, de résistance à la corrosion et de dureté. Les critères associés à la performance de la surface sont regroupés dans le terme « intégrité de surface ». L'intégrité de surface se décline en deux parties, les aspects externes (rugosité), et les aspects internes à la pièce en sous-surface (métallurgie, dureté, contraintes résiduelles). Prédire et maîtriser l'évolution de ces paramètres au cours du procédé est donc primordial pour garantir la tenue en fatigue du composant fabriqué.

L'objectif de l'étude est de développer des méthodes numériques capables de prédire les contraintes résiduelles obtenues dans une pièce après perçage. Les enjeux sont importants :

- le perçage est un procédé confiné donc difficilement observable. Il faudra cependant comprendre les phénomènes physiques mis en jeu au cours du perçage afin de les représenter correctement dans les modèles numériques,
- la compréhension des mécanismes de génération des contraintes résiduelles n'est pas quelque chose d'intuitif. L'apparition des contraintes résiduelles dépend de phénomènes thermiques, mécaniques et chimiques. L'étude des contraintes résiduelles demande donc des précautions et une réflexion particulière d'un point de vue expérimental et numérique,
- les méthodes numériques se développent sans cesse ; malgré cela, les temps de calculs peuvent être trop importants et difficilement acceptables dans un environnement industriel. Ces méthodes nécessitent également des caractérisations expérimentales complexes et pas toujours maîtrisées (problèmes aux interfaces ou de modélisation du comportement des matériaux).

Pour répondre aux différentes problématiques, ce mémoire se présentera en cinq chapitres. Le premier présentera le contexte général de l'étude.

Le deuxième chapitre concerne le développement et la présentation des techniques expérimentales utilisées au cours des essais. Dans un premier temps, l'acquisition des efforts et des températures sera présentée. La méthode de mesure du diamètre sera également détaillée. Enfin une méthode expérimentale d'analyse des contraintes résiduelles a été développée. Les difficultés associées à l'analyse des contraintes

résiduelles dans un trou percé seront présentées (nécessité d'un traitement thermique préalable et impact de la découpe de l'échantillon).

Le troisième chapitre présentera les résultats obtenus lors des essais expérimentaux de perçage réalisés dans trois cas de lubrification différents. L'objectif est d'identifier les phénomènes physiques du perçage qui contribueront à l'évolution de l'intégrité des surfaces percées. Cette étape apportera une contribution importante aux développements des modèles numériques et permettra également la validation de ceux-ci.

Le chapitre suivant présentera l'étude numérique du procédé de perçage. Dans un premier temps, les méthodes existantes seront présentées. Elles nous conduiront au développement de nouvelles méthodes permettant de simuler le procédé sur des profondeurs importantes de perçage et avec des temps de calcul acceptables.

Enfin, le dernier chapitre traitera des méthodes numériques développées pour simuler les contraintes résiduelles sur une pièce percée. Les données d'entrée du modèle sont issues des résultats présentés au chapitre précédent. Une première étape consiste donc à transférer les cinétiques thermiques issues du premier modèle et à les adapter à une utilisation dans le second. Le calcul réalisé sera présenté et une discussion sur les contraintes résiduelles obtenues numériquement sera faite.



# Chapitre 1. Contexte

## 1.1 Le Projet MODRILL

L'intégrité de surface joue un rôle primordial dans la tenue en fatigue des pièces usinées. La simulation de l'intégrité des surfaces usinées s'est d'abord développée dans le cas du tournage [1]. La compréhension des phénomènes et la prédiction possible des contraintes résiduelles ont amorcé un intérêt qui se concrétise pour le perçage à travers le projet MODRILL.

Le projet MODRILL (Modelling of DRILLing processes) est issu d'un consortium entre trois grands groupes industriels que sont SAFRAN, AREVA et le Cetim. Le laboratoire associé est le LTDS (Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes, UMR CNRS 5513). Comme son nom l'indique, le projet a pour objectif de modéliser le procédé de perçage et d'apporter une compréhension aux problématiques rencontrées à l'heure actuelle.

Cette thèse est la première étape du projet et a pour objectif de développer un modèle numérique capable de prédire les contraintes résiduelles obtenues sur la paroi du trou percé. Pour cela, des études numériques et expérimentales seront menées conjointement. L'objectif final sera atteint en passant par une phase importante de compréhension des phénomènes physiques se produisant en perçage.

Les opérations de perçage étudiées feront appel à des forêts en carbure monobloc revêtu. Les matériaux étudiés sont définis par les industriels en fonction de leur besoin :

- l'acier inoxydable austénitique 316L pour le cas d'étude AREVA,
- l'acier inoxydable martensitique 15-5PH pour le cas d'étude Cetim,
- l'alliage à base nickel Inconel 718 pour le cas d'étude SAFRAN.

La démarche est mise en œuvre pour le 316L puis appliquée et adaptée aux deux autres matériaux. Le niveau de maturité est donc différent pour les trois matériaux. Les propos du mémoire concerneront principalement le 316L. Des discussions sur les deux autres matériaux seront faites à certains moments opportuns.

## 1.2 Contexte scientifique

Ce paragraphe a pour objectif de présenter le contexte scientifique pour les trois grands thèmes de la thèse que sont l'intégrité des surfaces usinées, le perçage, et la

modélisation numérique. L'état de l'art sera ensuite détaillé au début des chapitres. L'idée ici est d'indiquer au lecteur l'environnement général à propos de la simulation numérique de l'intégrité des surfaces en perçage, les contraintes associées et permettra ainsi de comprendre la stratégie adoptée.

### 1.2.1 L'intégrité des surfaces usinées

Une surface constitue l'interface d'un composant avec son milieu extérieur. En fonction des exigences liées à l'utilisation de la pièce, la surface devra répondre à des critères métallurgiques (résistance à la corrosion), mécaniques (résistance mécanique), thermiques (propriétés thermiques), tribologiques (conditions de contact), optiques (critère visuel).

Comme dit dans l'introduction, les critères influents sur la performance de la surface sont regroupés dans le terme « intégrité de surface ». L'intégrité de surface se décline en deux parties, les aspects externes (rugosité), et les aspects internes à la pièce en sous-surface (métallurgie, dureté, contraintes résiduelles).

En usinage, les critères d'intégrité de surface sont métallurgiques (changement de phase ou de microstructure), mécaniques (contraintes résiduelles en sous-surface) et topographiques (rugosité de la surface usinée). L'intégrité d'une surface usinée est donc garantie lorsqu'elle répond aux spécifications en termes de microstructure, de contraintes résiduelles et de rugosité. Ces trois paramètres évoluent en fonction des conditions d'usinage ; les vitesses, la géométrie d'outil, le matériau usiné, le mode de lubrification sont des paramètres ayant une influence sur l'intégrité de surface obtenue. Les contraintes résiduelles sont issues d'une hétérogénéité des déformations plastiques mais il est difficile de quantifier indépendamment la contribution des phénomènes mécaniques, thermiques et métallurgiques. L'origine des contraintes résiduelles est multi physique et leur analyse ne peut être directe dans le cas du perçage à cause du confinement du trou. Ceci représente l'objectif principal de l'étude réalisée.

Un état des lieux de la connaissance sur les contraintes résiduelles est effectué afin de fournir les informations de base à la compréhension des travaux présentés dans les différents chapitres. Les contraintes résiduelles sont celles qui subsistent au sein du matériau lorsqu'il n'est soumis à aucun chargement extérieur. Elles sont la résultante d'une hétérogénéité des déformations plastiques au sein du matériau. En théorie donc, la

matière peut avoir un niveau de déformation plastique très élevé mais homogène et donc aucune contrainte résiduelle en son sein. En réalité cet état parfait (absence totale de contraintes résiduelles) ne peut être obtenu pour les matériaux métalliques.

Ils existent trois ordres des contraintes résiduelles :

- les contraintes de 3° ordre sont à l'échelle du cristal. On atteint ici la limite de la notion de contraintes puisqu'elles sont induites par les défauts cristallins dans les grains (lacunes, interstices, atomes en substitution, dislocations, défaut d'empilement, macles);
- les contraintes de 2° ordre sont induites par l'hétérogénéité et l'anisotropie de chaque cristal ou grain dans un matériau poly cristallin. Certains grains orientés favorablement atteindront la limite d'écoulement avant d'autres. Dans ce cas, en observant deux grains ayant une orientation différente, une contrainte résiduelle est présente, elle est d'ordre 2. La contrainte résiduelle d'ordre 1 moyennée sur un nombre plus important de grain peut être nulle en présence de contraintes résiduelles d'ordre 2;
- les contraintes résiduelles de 1° ordre sont macroscopiques, elles sont observées sur un nombre important de grains voire à l'échelle de la pièce mécanique.

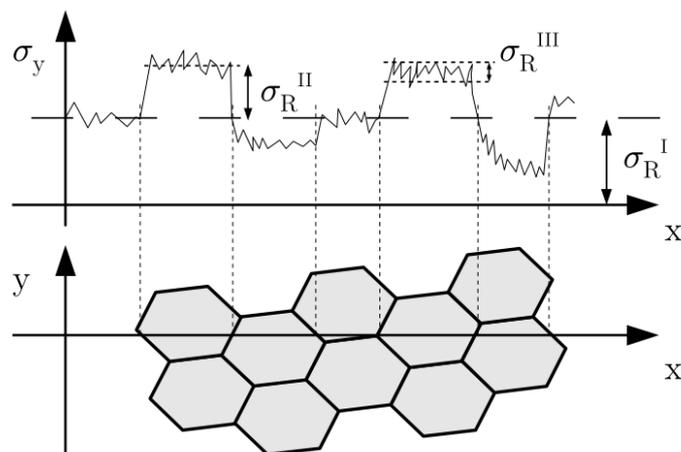


Figure 3: Représentation des différents ordres de contraintes résiduelles en fonction de l'échelle d'observation (d'après Chomienne [2])

Différents types de méthodes expérimentales permettent d'estimer les contraintes résiduelles au sein d'une pièce. La première est la méthode de diffraction de rayons X qui

permet d'estimer les contraintes résiduelles d'ordre 1 et 2. Elle est non-destructive mais nécessite une bonne accessibilité de la zone de mesure. La seconde méthode consiste à utiliser la propagation d'ondes (ultrasonores ou magnétiques). Enfin le dernier type de méthodes est mécanique (méthode du trou incrémental, méthode du trépan, méthode de la flèche...). Elles reposent sur le principe d'équilibre des contraintes résiduelles, elles sont destructives et permettent d'obtenir les contraintes résiduelles de niveau 1. Ces méthodes seront présentées en détails dans l'état de l'art du chapitre suivant.

Le Tableau 1 présente les principaux procédés utilisés dans l'industrie et les mécanismes qui provoquent l'apparition de contraintes résiduelles à l'issue du procédé. Le tableau complet est présenté dans les Techniques de l'Ingénieur [3].

*Tableau 1: Origines des contraintes résiduelles pour les opérations de mise en œuvre utilisées dans l'industrie [3]*

Procédés	Contribution mécanique	Contribution thermique	Contribution structural
Fonderie, Moulage	Non	Gradient de température	Changement de phase
Grenaillage, Martelage, Galetage, choc laser...	Déformation plastique hétérogène	Non	Dans certains cas : diminution de la taille de grain ou transformation de phase
Rectification, tournage, fraisage, perçage	Déformation plastique due à l'enlèvement de copeaux	Gradient de température due à l'échauffement	Transformation de phase avec de hautes températures
Trempe et trempe superficielle	Non	Gradient de température	Transformation de phase pour les trempes superficielles
Cémentation, nitruration	Non	Incompatibilité thermique	Nouveau composant chimique
Soudage	Bridage	Gradient thermique	Modification microstructurale

Les mécanismes générant des contraintes résiduelles peuvent être regroupés en trois points :

- les déformations plastiques générées par un chargement mécanique. Les traitements de surface de type mécanique (grenaillage, galetage...) fournissent des

contraintes résiduelles de compression. Elles sont induites par un allongement plastique de la matière en extrême surface qui se retrouve comprimée par la matière non plastifiée en sous-surface.

- les déformations plastiques générées par un chargement thermique (sans transformation de phase). Les procédés impliquant des phénomènes thermiques fournissent des contraintes résiduelles de traction. L'échauffement en extrême surface provoque une mise en compression plastique de la matière par dilatation. Après refroidissement l'extrême surface se retrouve mise en tension par la sous-surface qui n'est pas plastifiée.
- les déformations plastiques générées par des transformations de phase. Si la transformation de phase provoque une diminution du volume occupé en extrême surface (transformation de martensite en austénite), elle se retrouve mise en tension par la sous-surface. L'inverse entraînera des contraintes résiduelles de compression.

Les procédés d'usinage sont étudiés à travers le projet. Les caractéristiques d'une surface usinée sont présentées en Figure 4.

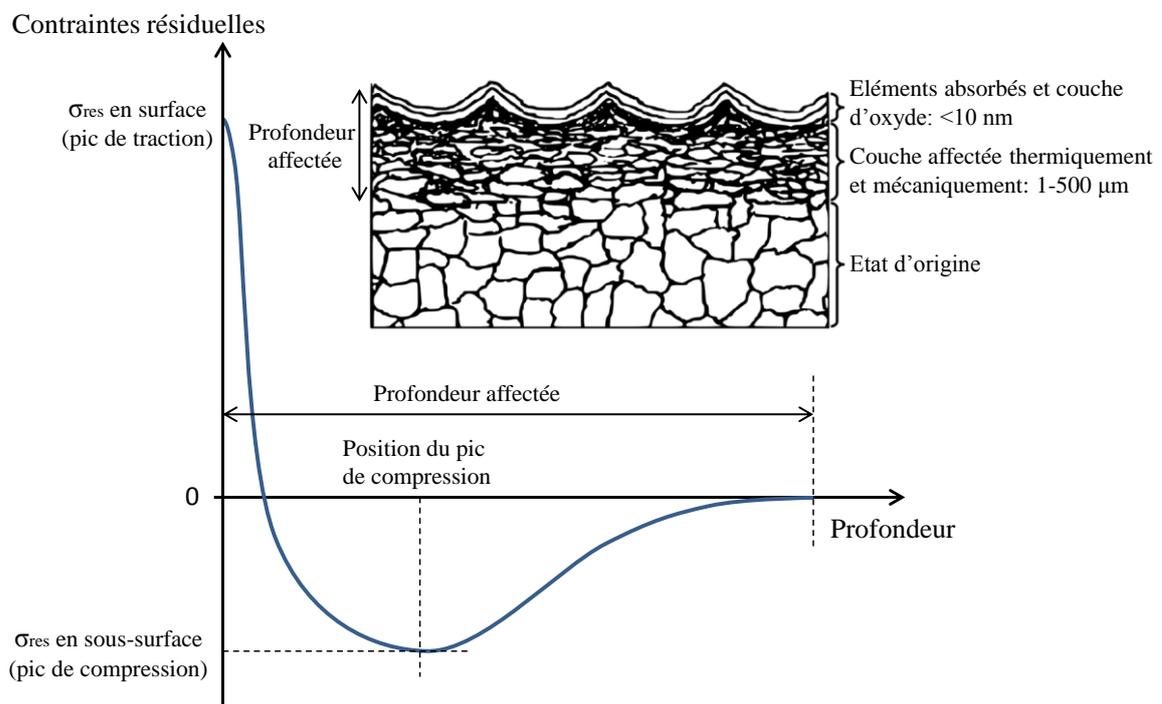


Figure 4: Profil type d'un gradient de contraintes résiduelles obtenu après usinage (d'après Rech et al [4])

Les phénomènes mécaniques et thermiques et leurs influences dans l'apparition de contraintes résiduelles en usinage sont présentés en Figure 5.

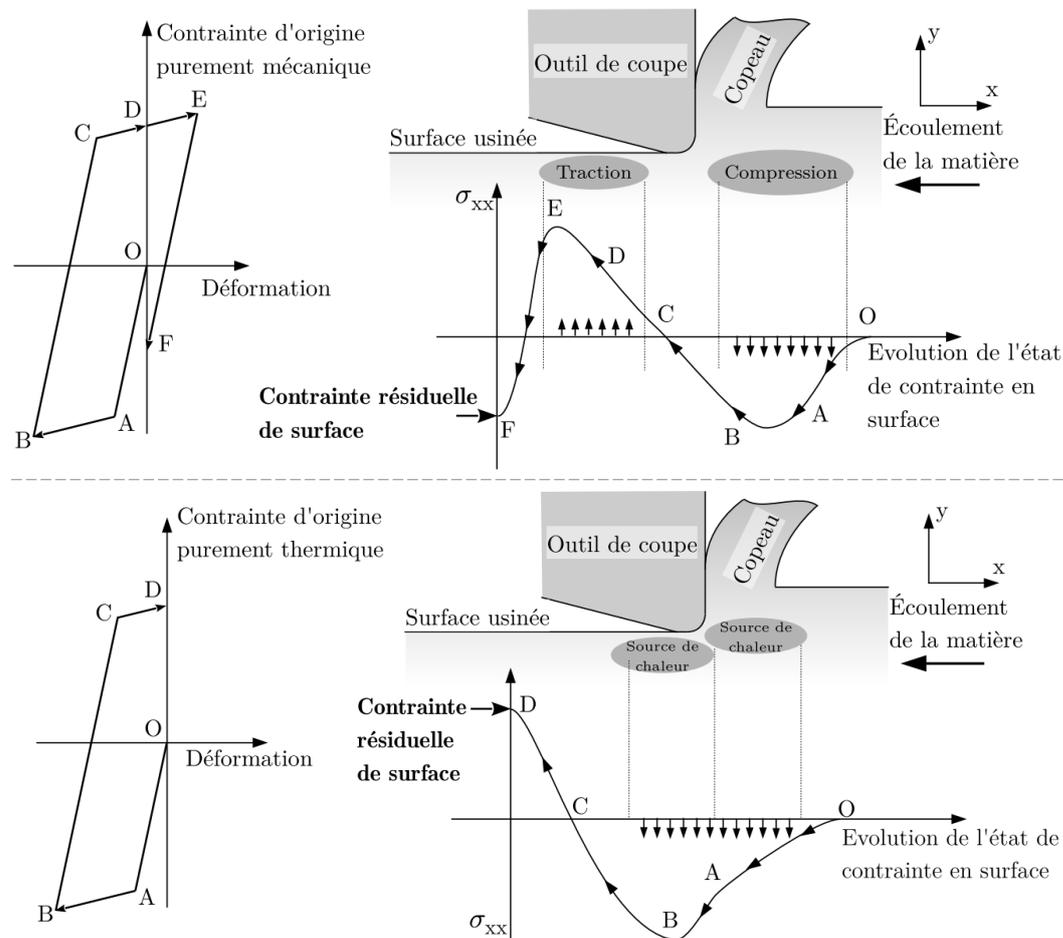


Figure 5: Description des phénomènes de génération des contraintes résiduelles pour des chargements mécaniques et thermiques en usinage (d'après Rech et al [4])

D'usage un chargement thermique est associé à des contraintes résiduelles en surface de traction tandis qu'un chargement mécanique est associé à des contraintes résiduelles en surface de compression. Les premières sont critiques pour la tenue en fatigue des composants puisqu'elles participent à la création de fissures en surface et à leur propagation en profondeur. Les secondes à l'inverse atténuent le phénomène. Qi et al [5] expliquent également les mécanismes de formation des contraintes résiduelles lors de la coupe en usinage. Ils concluent que la déformation plastique cumulée est le principal facteur qui intervient sur la nature et l'intensité des contraintes résiduelles.

### 1.2.2 Le perçage

Le perçage est un procédé d'usinage qui permet de réaliser des trous cylindriques dans une pièce. Ce procédé est ancien. Il n'a cependant pas été étudié comme certains autres (tournage, fraisage, meulage, soudage). Ceci est dû au fait que l'enlèvement de matière en perçage se fait dans une zone confinée, non observable directement. Il est donc difficile d'observer les phénomènes physiques tels que la génération de copeaux, et de réaliser des mesures ou analyses directes dans cette zone. De plus la surface du trou générée après perçage est difficilement observable, il est souvent nécessaire de découper l'échantillon et donc de le « détruire » pour l'observer.

Différents types de forets existent (Figure 6). Chacun propose des caractéristiques particulières en fonction des critères à respecter. Les forets hélicoïdaux monoblocs sont ceux que nous allons étudier au cours de notre projet.



Figure 6: Présentation des différents types de forets

Les forets  $3/4$  disposent d'une géométrie très particulière permettant de réaliser des perçages très profonds (opération appelée forage au-delà d'une longueur percée de  $10D$ ). Leur comportement n'est pas étudié ici. Pour mieux comprendre les principes de base du perçage, les Techniques de l'Ingénieur regroupent dans un article [6] les éléments de base

à connaître concernant le procédé de perçage. Les propos ci-dessous correspondent à l'utilisation des trois autres types de forets.

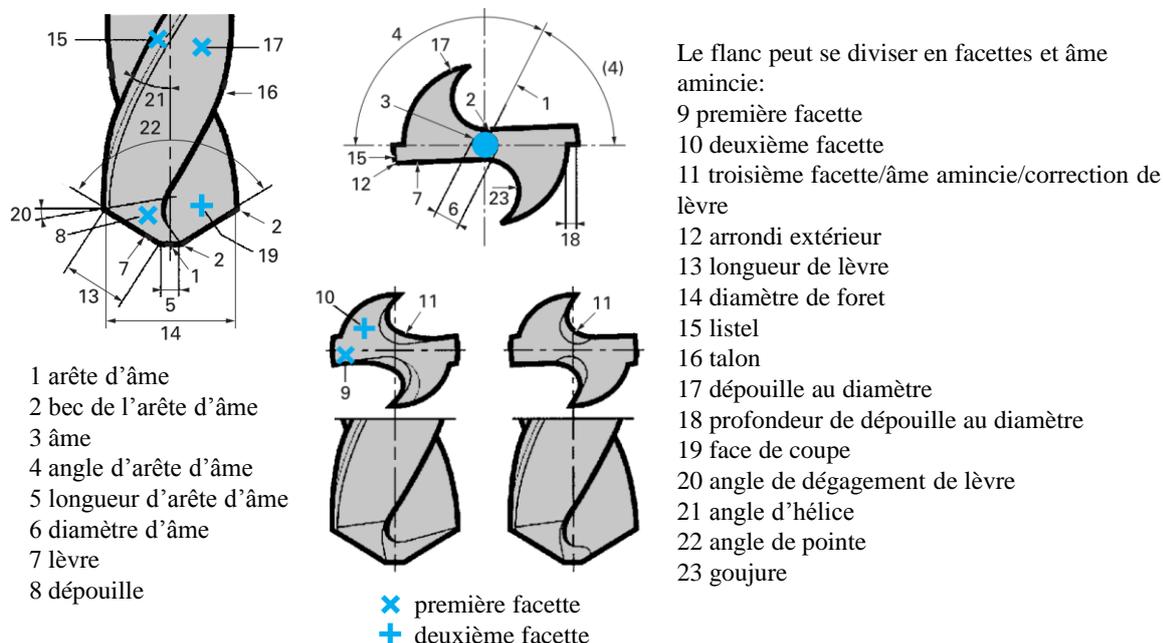


Figure 7: Présentation de la géométrie d'un foret (Techniques de l'Ingénieur [6])

Concernant la fabrication des forets, il existe deux matériaux majeurs, les forets à acier rapide HSS et les forets carbure, revêtus ou non. Les géométries modernes des forets ont une propriété d'autocentrage (Figure 8) et fournissent des tolérances acceptables qui permettent de réaliser de nombreux perçages en une seule opération (avec une classe de tolérance inférieure à IT 9 et avec un fini de surface  $R_a$  1  $\mu\text{m}$ ).

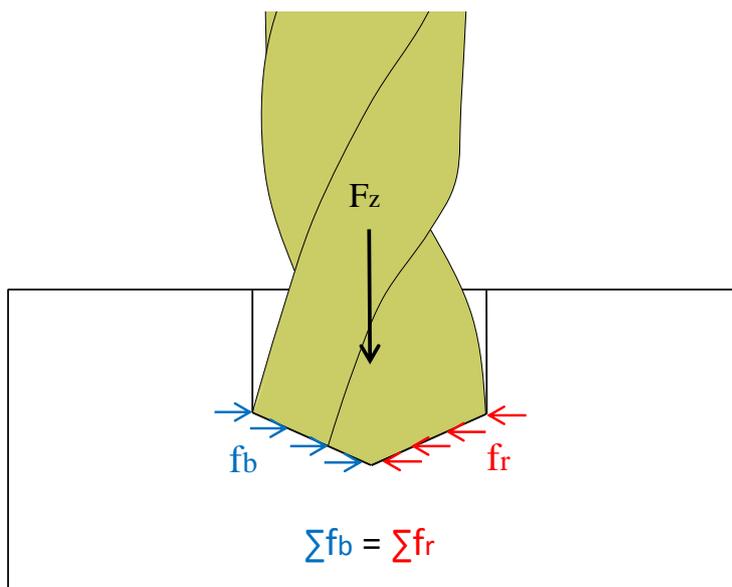


Figure 8: Schéma explicatif de l'autocentrage du foret pendant l'opération de perçage

Le procédé de perçage est un usinage qui combine un mouvement d'avance (translation suivant l'axe du trou percé) et un mouvement de coupe (rotation autour de l'axe du trou percé) permettant grâce à une trajectoire hélicoïdale des parties coupantes de réaliser des trous cylindriques dans une pièce.

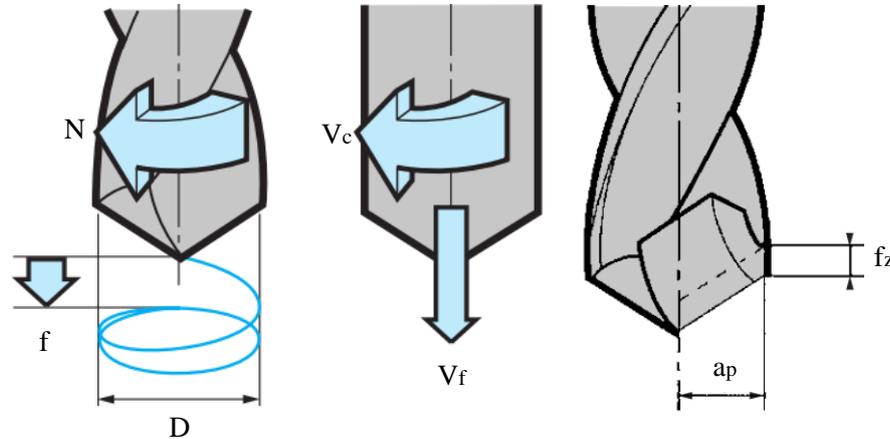


Figure 9: Cinématique du perçage (Techniques de l'Ingénieur [6])

L'opération de perçage débute dès lors que la pointe du foret entre en contact avec la matière. Dans les premiers instants du perçage, la matière est en contact avec le centre du foret dont les caractéristiques géométriques ne permettent pas aux copeaux de se former correctement. La matière n'est pas coupée mais elle est refoulée vers l'extérieur. Cette phase est communément appelée « phase d'indentation ». Lorsque les arêtes de coupe principales sont suffisamment entrées dans la matière, la coupe a lieu, les copeaux sont générés. La vitesse de coupe, maximale à l'extérieur et nulle au centre, crée un enroulement du copeau en cône qui s'éloigne de l'axe du trou percé. Lorsque le foret est suffisamment engagé, le copeau entre en contact avec la surface percée, il est alors contraint de changer de direction et s'écoule alors le long de la goujure du foret. La goujure doit permettre l'évacuation du copeau à l'extérieur du trou percé. Deux cas de figures peuvent se produire à sec :

- le copeau s'écoule le long de la goujure sans se fragmenter et entre en contact avec la surface percée qui le guide pour sortir du trou percé (copeaux longs),
- le copeau ne suit pas la direction de la goujure, il se bloque au fond du trou percé, la goujure va alors broyer le copeau contre la surface percée pour le fragmenter et l'évacuer.

Dans les deux cas le copeau interagit avec la surface percée pour sortir du trou percé. Les techniques modernes d'usinage utilisent un fluide de coupe sous haute pression qui

facilite la fragmentation et l'évacuation du copeau. Les listels (Figure 7) assurent le guidage du foret pendant l'opération de perçage.

### 1.2.3 La modélisation numérique

Malgré les avancées significatives dans le domaine des méthodes numériques, des difficultés subsistent. Certaines sont intrinsèques (difficultés de convergence, temps de résolution, nombre de nœuds, distorsion de maillage...). D'autres sont dues aux difficultés de caractérisation des matériaux (comportement des matériaux à très hautes températures et à très hautes vitesses de déformation, comportement à l'interface outil/copeau, lois d'endommagement). De plus les méthodes (souvent expérimentales) de validation des modèles numériques développés présentent également une source d'incertitudes à maîtriser.

La stratégie de simulation utilisée est très importante puisqu'elle peut permettre de s'affranchir de certaines difficultés. La description (lagrangienne, eulérienne ou arbitrary lagrangian eulerian ALE) du phénomène étudié est un des piliers de la stratégie mise en œuvre (Figure 10).

La méthode lagrangienne consiste à suivre le comportement d'une particule de matière à chaque instant. Elle présente l'avantage de retracer l'histoire complète de la particule, elle permet ainsi de simuler les phénomènes comme les contraintes résiduelles ou la séparation de la matière (cumul de l'endommagement). Le maillage doit cependant suivre la particule dans son mouvement, ce qui nécessite des temps de remaillage parfois importants et des risques de distorsion de maillage. Elle est pertinente en présence de petites déformations.

La seconde méthode, eulérienne, se caractérise par un découplage total du maillage (qui est fixe) par rapport à la particule en mouvement. La méthode consiste à caractériser le mouvement de toutes les particules situées au niveau des nœuds du maillage à l'instant étudié sans préjuger de leur position (des particules) à l'instant précédent et à l'instant suivant. Elle présente l'avantage d'être plus rapide puisqu'il n'y a pas d'étape de remaillage et permet de réaliser des simulations pour de grandes déformations. Elle nécessite cependant de connaître a priori la géométrie étudiée.

La méthode ALE est une combinaison des deux méthodes précédentes. Le maillage n'est plus complètement lié au déplacement des particules. Des critères sont attribués permettant un remaillage pertinent afin d'éviter les distorsions de mailles.

	Configuration initiale	Configuration courante	Vitesse des particules
Description Lagrangienne			$\vec{V}_{M \in S/R,t} = \vec{V}_{M \in Grille/R,t}$
Description Eulérienne			$\vec{V}_{M \in S/R,t} = \vec{V}_{M \in S/Grille,t}$
Description Arbitraire Lagrangienne Eulérienne (ALE)			$\vec{V}_{M \in S/R,t} = \vec{V}_{M \in S/Grille,t} + \vec{V}_{M \in Grille/R,t}$ $\vec{V}_{M \in Grille/R,t} \text{ est une donnée.}$

Figure 10: Schéma des différentes descriptions matérielles utilisées dans les méthodes numériques

En usinage, les méthodes lagrangiennes sont utilisées pour simuler la génération du copeau. Elles nécessitent l'utilisation d'une loi d'endommagement et des remaillages successifs. Le régime stabilisé mécanique atteint après quelques millisecondes d'usinage simulées permet de déterminer la géométrie du copeau et les efforts en usinage. Le régime stabilisé thermique n'est quant à lui pas obtenu avec ce type de méthode et fait appel aux méthodes ALE et eulériennes pour augmenter le temps d'usinage simulé à plusieurs secondes voire dizaines de secondes. Les changements de propriétés du matériau lors de l'élévation de la température sont alors considérés et l'échauffement d'une pièce complète peut être simulé.

Le cumul de l'endommagement qui génère une déformation plastique hétérogène dans la pièce conduit à l'apparition de contraintes résiduelles. La simulation des contraintes résiduelles nécessite de connaître l'histoire vécue par les particules. La méthode lagrangienne est donc nécessaire dans ce cas.

Etant donné la complexité liée à la simulation de l'usinage aux temps longs avec les méthodes lagrangiennes, il semble nécessaire de découpler la phase de simulation de l'usinage, de la phase de prédiction des contraintes résiduelles. L'usinage générant des grandes déformations fait appel à des méthodes eulériennes. La géométrie doit être connue a priori, il est possible de faire appel à des méthodes lagrangiennes pour la déterminer. La simulation des contraintes résiduelles doit par contre faire appel à des méthodes lagrangiennes afin de déterminer le cumul de l'endommagement.

### 1.3 Le déroulement du projet

Le contexte scientifique présenté met en avant les difficultés scientifiques et techniques associées au projet. La prédiction des contraintes résiduelles d'une pièce percée met en jeu à la fois un procédé avec des mécanismes de coupe complexes et difficilement observables, une grandeur recherchée difficilement palpable à aborder avec précautions et l'utilisation de méthodes numériques avec des difficultés principalement liées aux temps de calcul.

Le premier volet de la thèse est expérimental. Il regroupe les Chapitres 2 et 3 et a pour objectif de fournir les données nécessaires à la compréhension des phénomènes physiques mis en jeu et de valider les modèles numériques qui seront présentés dans les Chapitres 4 et 5.

#### 1.3.1 Pourquoi développer des méthodes expérimentales ?

La modélisation numérique se focalise sur la simulation du perçage et considère que la matière est exempte d'endommagement avant le perçage. Pour tenir compte de cette contrainte, un traitement thermique de détensionnement est effectué avant les essais expérimentaux de perçage. D'autre part, un profil de contraintes résiduelles semblable à celui présenté en Figure 4 ne peut être obtenu directement sur la paroi du trou percé. L'utilisation des techniques à rayons X ne permet pas de répondre à cette exigence (Figure 11).

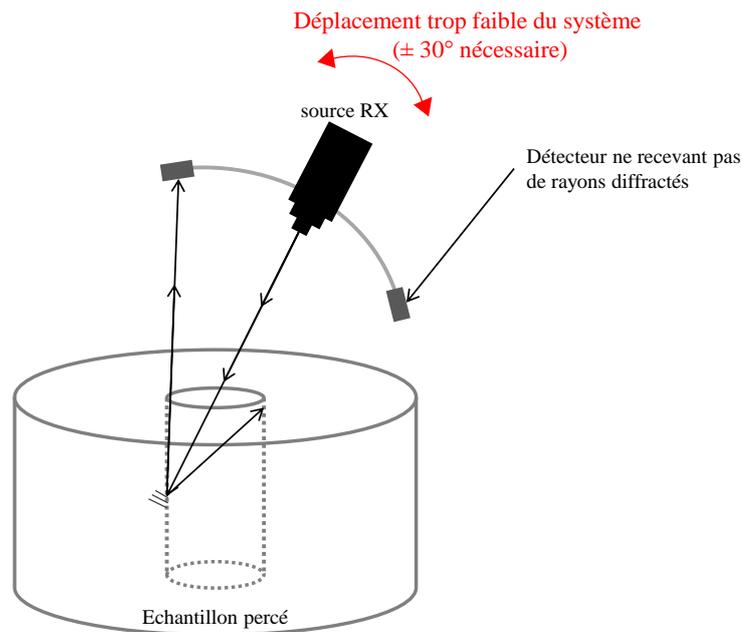


Figure 11: Présentation des difficultés liées à l'analyse DRX directe des contraintes résiduelles dans un trou percé

Perrin [7] dans sa thèse a découpé les échantillons en deux et a poli les angles afin d'obtenir un profil de contraintes résiduelles par DRX. D'autres auteurs [8] choisissent d'étudier uniquement les faces d'entrée et de sortie de l'échantillon percé mais n'obtiennent pas les informations au plus près des zones critiques. Dans notre étude, l'utilisation de la découpe a été choisie. Le processus mis en œuvre à travers les essais expérimentaux est présenté en Figure 12.

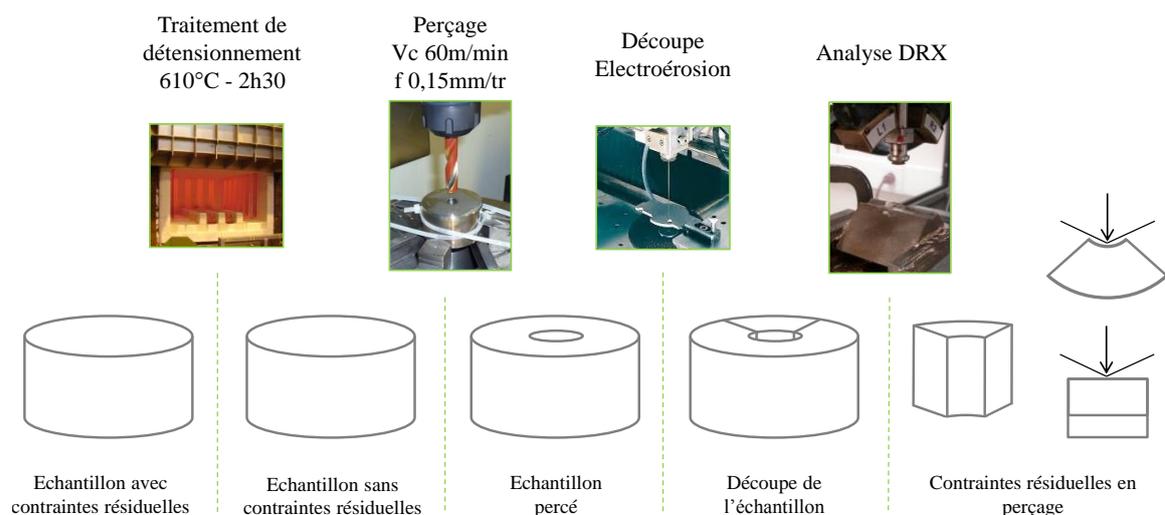


Figure 12: Processus des essais expérimentaux de perçage

Lors des essais expérimentaux, différentes techniques sont mises en œuvre afin d'obtenir de nombreuses informations fiables sur le déroulement de l'opération de perçage. L'objectif du Chapitre 2 est de présenter l'ensemble de ces techniques et la démarche mise en œuvre au cours des essais expérimentaux. L'instrumentation en effort et en couple, l'instrumentation par thermocouples, la méthode de mesure du diamètre percé, les précautions mises en œuvre afin d'analyser correctement les contraintes résiduelles. A l'heure actuelle, aucune étude ne présente l'impact de la découpe sur les contraintes résiduelles analysées. Le traitement thermique utilisé est également validé afin qu'il réduise suffisamment les contraintes résiduelles sans modifier la métallurgie du matériau étudié.

### 1.3.2 Quel point de départ pour l'identification des mécanismes physiques en perçage ?

Le Chapitre 3 présente les essais expérimentaux réalisés. L'identification des mécanismes physiques repose sur des travaux précurseurs sur le sujet.

Perrin dans sa thèse [7] présente une étude sur la chaleur générée en perçage. A partir de mesures faites par thermocouple et d'un modèle numérique, elle identifie le flux de chaleur à différentes étapes dans des conditions très défavorables au perçage de l'Inconel 718 (à sec,  $V_c$  55 m/min,  $f$  0,2 mm/tr). Ce travail lui permet de mettre en évidence qu'à un état avancé de dégradation de l'outil, la dissipation de chaleur dans la pièce provient davantage du frottement entre les listels et la surface percée et des copeaux chauds que de la chaleur générée au niveau des arêtes de coupe. En effet dans ces conditions, la moitié de la puissance générée lors de la coupe est transférée à la pièce, ce qui est cinq fois supérieur par rapport aux conditions optimales. Bonnet dans sa thèse [9] souhaite caractériser les zones d'importantes générations de chaleur lors du perçage de l'alliage de titane Ti6Al4V. La contribution de l'âme, des arêtes de coupe, des listels et des goujures est identifiée par l'analyse du couple mesuré pendant l'opération de perçage. Une comparaison avec un acier C45 est faite à la Figure 13. Cette analyse permet de mettre en évidence la contribution significative des listels dans le cas de l'alliage de titane.

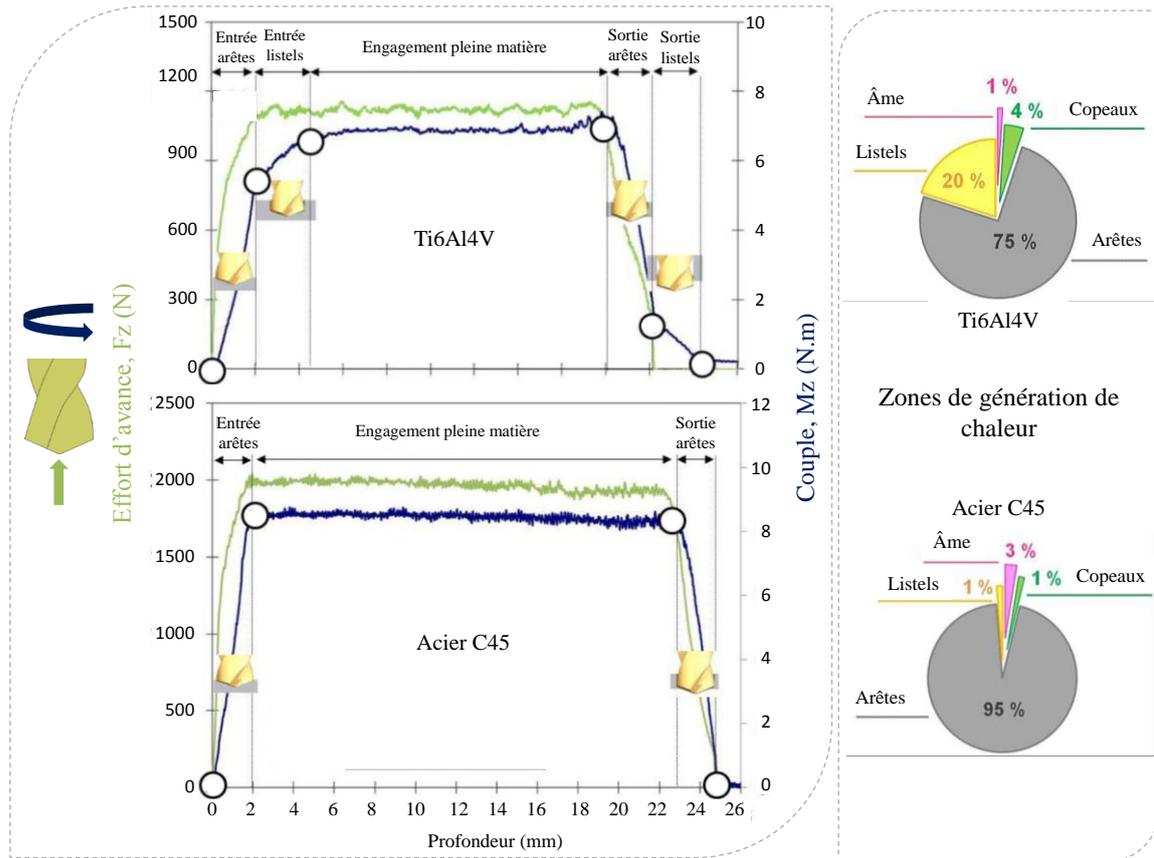


Figure 13: Contribution du foret sur l'effort de poussée, le couple et la chaleur pour le Ti6Al4V et le C45 (d'après Bonnet [9])

Pour déterminer la chaleur, Bonnet s'intéresse à la puissance mécanique consommée lors du perçage. Il conclut que la contribution axiale peut être négligée vis-à-vis de la contribution tangentielle puisqu'elle ne représente que 0,5 % de la puissance consommée totale. Il poursuit en caractérisant l'influence significative de l'âme sur l'effort de poussée et sa faible contribution sur le couple consommé. Les deux analyses précédentes sont très intéressantes. Elles permettent d'affirmer que pour caractériser la chaleur générée en perçage, l'âme et l'effort de poussée ne sont pas des paramètres de premier ordre. Finalement il présente une comparaison entre l'alliage de titane et le C45 sur les zones de génération de chaleur en perçage. Les travaux présentés ont permis de déterminer la contribution de chaque zone du foret sur les chargements thermiques et mécaniques en perçage.

Les travaux présentés permettent de conclure que la contribution des différentes zones du foret sur la chaleur générée change radicalement en fonction du matériau et des conditions de perçage.

L'objectif du Chapitre 3 est d'étudier les résultats issus des essais expérimentaux afin d'identifier les mécanismes physiques du perçage qui conduisent à la génération des contraintes résiduelles dans la pièce. Afin de pouvoir identifier ces phénomènes et leurs liens avec les contraintes résiduelles, des conditions de perçage très différentes sont étudiées et présentées au Tableau 2.

### 1.3.3 Quelle méthode pour prédire les contraintes résiduelles en perçage ?

Les développements des modèles numériques se sont inspirés des travaux existants dans le domaine de la simulation numérique de l'intégrité de surface en usinage. Les travaux réalisés par Valiorgue au cours de sa thèse [10] sont précurseurs dans la simulation numérique 3D des contraintes résiduelles en tournage. La méthode hybride mise en œuvre est présentée en Figure 14. Elle consiste à s'affranchir de la modélisation du procédé en ne simulant pas la génération du copeau. L'identification des chargements thermomécaniques équivalents (flux de chaleur et pression) est réalisée grâce à des essais expérimentaux. Ces chargements sont les données d'entrée du modèle numérique qui permettent de calculer les contraintes résiduelles directement sur la pièce finie.

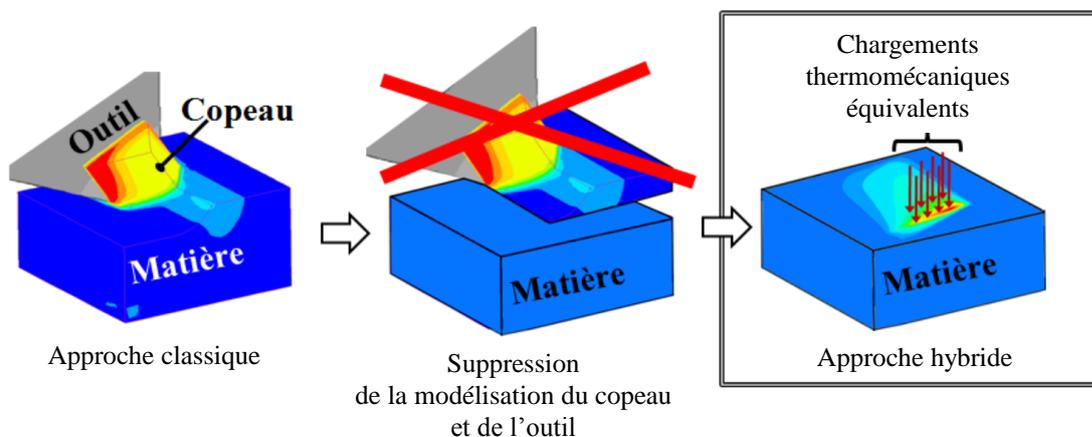


Figure 14: Méthode hybride pour la simulation des contraintes résiduelles en tournage 3D [10]

Les techniques présentées ci-dessus ont été adaptées au cas du perçage. En premier lieu, un volet numérique supplémentaire a été ajouté afin de remplacer l'identification expérimentale des chargements thermomécaniques équivalents. Comme pour la méthode hybride, le calcul des contraintes résiduelles est effectué sur la pièce finie (c'est-à-dire percée). Cependant l'application des chargements ne se fait pas par le biais de

chargements thermiques équivalents mais directement avec les températures calculées dans la pièce. Le chainage numérique mis en œuvre est présenté en Figure 15.

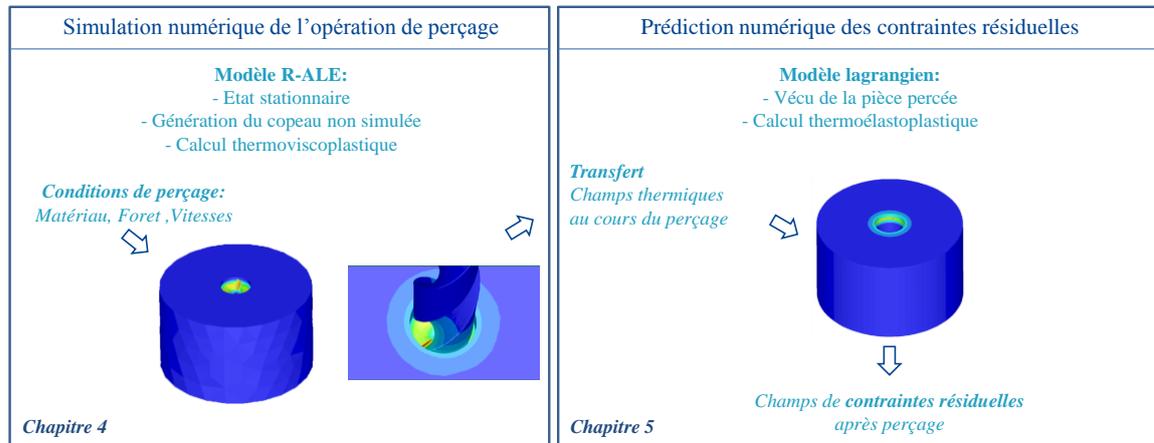


Figure 15: Chainage numérique mis en œuvre pour la simulation des contraintes résiduelles en perçage

Le Chapitre 4 présente le développement du premier modèle numérique qui simule l'opération de perçage et permet d'obtenir les cinétiques thermiques perçues par la pièce. Une validation expérimentale et une étude de sensibilité du modèle sont effectuées.

Le Chapitre 5 présente en premier lieu la phase de transfert des cinétiques thermiques. Issues d'un modèle numérique avec une représentation mixte (lagrangienne, eulérienne et ALE), elles doivent être recalculées pour correspondre à une configuration purement lagrangienne. Enfin la modélisation permettant de calculer les contraintes résiduelles sera présentée.

### 1.3.4 Les conditions de perçage étudiées

Trois matériaux seront à l'étude au cours de cette thèse. Les développements auront lieu sur le 316L puisqu'il est le plus connu au LTDS. Il est également austénitique et ne présente pas de changement de phase lors de l'usinage. Cela permettra d'élaborer la démarche en s'affranchissant des modifications métallurgiques. Trois cas de lubrification seront étudiés, lubrification interne avec émulsion, lubrification externe avec émulsion et à sec. L'objectif est d'identifier les phénomènes physiques mis en jeu dans des contextes de perçage très différents. Les développements effectués pour le cas du 316L seront ensuite appliqués aux deux autres matériaux Inconel 718 et 15-5PH. Les conditions de perçage associées à ces trois matériaux sont présentées dans le tableau suivant. Les propos se tiendront principalement sur le 316L qui représente le cas le plus abouti. Des

digressions seront faites à certains moments opportuns à propos des deux autres matériaux.

Tableau 2: Conditions d'étude du projet

Industriel	AREVA	SAFRAN	Cetim
Désignation Outil	B051A12000CPG KC7325	SD203A-8.5-27 -10R1-M	CW DC150-05-11.000A1 WJ30RE
Revêtement Outil	TiN (indicateur usure) – TiAlN	TiN (indicateur usure) – TiAlN	TiAlN
Matériau Outil	Carbure	Carbure	Carbure
Angle de pointe	140	140	140
Fournisseur outil	KENNAMETAL	SECO	WALTER
Nombre de dents	2	2	2
Matériau usiné (état)	316L	Inconel 718 (trempé vieilli)	15-5PH H1025
Diamètre perçage (mm)	12	8,5	11
Lubrification Cas de référence	Lubrification interne Emulsion 8%	Emulsion 8%	Sous lubrification
Profondeur du perçage (mm)	36	9 (cas industriel) 17 (pour l'étude)	22
fz (mm/tr/dent)	0,075	0,05	0,07
Vitesse de coupe (m/min)	60	24,32	50
Débouchant O/N	oui	oui	oui

## Chapitre 2. Développement de techniques expérimentales pour l'étude du procédé de perçage

### 2.1 Objectifs

Les essais expérimentaux constituent une partie très importante du projet puisqu'ils vont permettre de comprendre le déroulement d'une opération de perçage dans différentes conditions et de valider les modèles numériques mis en place. Pour obtenir des données fiables, des précautions ont été prises avant de lancer la campagne d'essais. Ce chapitre a pour objectif de présenter les techniques mises en œuvre lors des essais de perçage. Une première partie est consacrée à l'état de l'art afin d'identifier les techniques existantes et d'identifier l'apport scientifique complémentaire fourni à travers ce chapitre.

### 2.2 Etat de l'art

#### 2.2.1 Mesure de températures en perçage

La mesure de températures en perçage est primordiale afin d'identifier le comportement du perçage et les conséquences induites. Suivant l'étude menée, les zones d'intérêt peuvent être différentes, l'étude de l'usure de l'outil conduira plutôt à mesurer la température sur l'outil tandis que l'étude de l'intégrité de la surface usinée conduira à mesurer la température sur l'échantillon étudié. Une analyse préliminaire est nécessaire pour toutes les mesures de températures. Les études existantes à ce sujet sont présentées ci-dessous. La première partie s'intéressera à la mesure sur l'outil et la seconde portera sur la mesure de la pièce usinée. Enfin des travaux sur la mesure de température à l'interface outil/matière seront présentés.

La mesure de température sur un outil tournant comme dans le cas du perçage présente deux difficultés. La première est la transmission du signal acquis puisque la rotation ne permet pas la transmission filaire classiquement utilisée [11]. La seconde est le positionnement des thermocouples sur l'outil puisque le risque d'arrachement pendant l'opération de perçage est difficilement évitable. Pour répondre à la première difficulté, plusieurs auteurs ont développé des systèmes de transmission de signaux sans fil. Le Coz *et al* [12] utilisent un porte-outil spécial qui assure la transmission sans fil du signal relevé par un thermocouple jusqu'au système d'acquisition. La capacité du transmetteur permet

de réaliser un relevé avec une vitesse de rotation maximale de 20000 tr/min, il peut être utilisé pour du perçage ou du fraisage avec ou sans lubrification. En perçage, les thermocouples sont souvent positionnés à l'intérieur des trous de lubrification [13]. Le Coz s'intéresse à la contribution de la MQL sur la durée de vie des forets en perçage de l'alliage de titane Ti6Al4V. L'étude de l'usure le conduit à insérer un thermocouple dans un des deux trous de lubrification du foret. Un trou fait par électroérosion lui permet de positionner les têtes de thermocouples sur la face de coupe principale au plus proche des becs de l'outil.

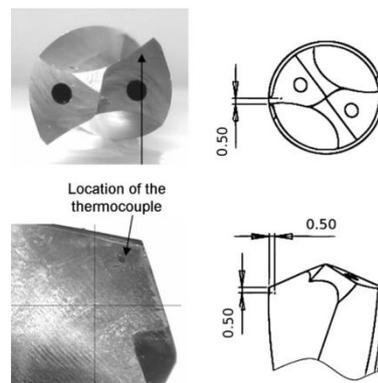


Figure 16: Position du thermocouple sur le foret

Bono et Ni [14] réalisent un meulage du foret du haut vers le bas en suivant la trajectoire hélicoïdale afin d'y insérer un thermocouple. Le point de mesure de la température se situe à 0,8 mm de l'arête de coupe sur la face de dépouille du foret. Cette technique permet de ne pas obstruer les trous de lubrification du foret ou d'étudier un foret qui n'en dispose pas. Bagci et Ozcelik [15] ont évité les problèmes de transmission de données en optant pour la mise en place d'un thermocouple dans les trous de lubrification du foret qui est fixe pendant le perçage. C'est la pièce qui est montée dans la broche et qui sera mise en mouvement.

La thermographie infrarouge utilisée en tournage par Grzesik *et al* [16] et Arrazola *et al* [17] ne peut être utilisée pour déterminer la température dans la zone de coupe en perçage puisqu'elle n'est pas directement observable. Elle peut cependant être utilisée pour observer la température de la pièce percée et du foret lorsqu'il débouche [18] [19]. Ueda [20] développe un système de mesure de température par pyromètre bi chromatique relié à une fibre optique. Il exploite cette technique dans le cadre du perçage. Il introduit la fibre optique dans la pièce afin de mesurer la température sur les arêtes de coupe pendant l'opération de perçage [21].

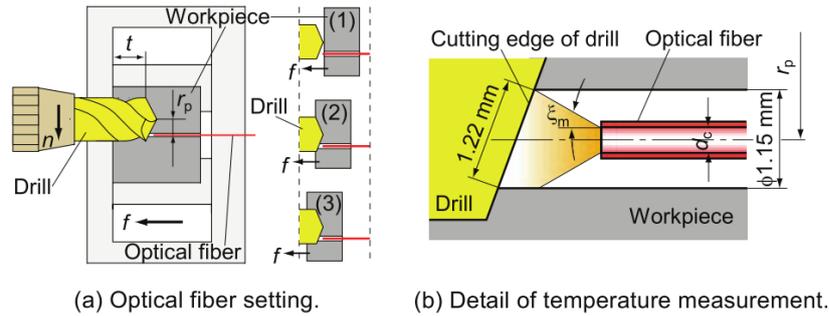


Figure 17: Fibre optique pendant le perçage et zone de mesure de température [21]

Enfin, beaucoup d’auteurs s’intéressent à la température à l’interface entre le foret et la pièce percée. Bono et Ni [22] développent un système de mesure par perçage d’un système sandwich: plaque d’aluminium, isolant électrique, feuille d’aluminium reliée à l’acquisition, isolant électrique, plaque d’aluminium. Lors du perçage de l’empilement, la rupture de l’isolation électrique permet de créer un contact électrique au niveau de l’arête du foret et ainsi de mesurer la température sur l’arête de coupe.

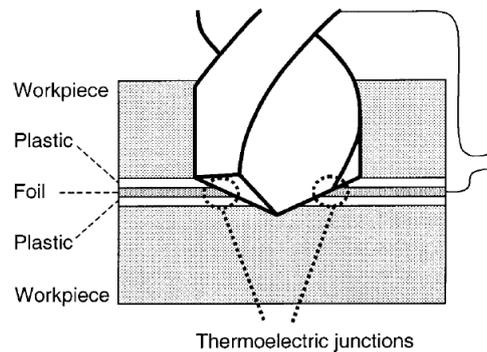


Figure 18: Principe de la mesure (d’après Bono et Ni [22])

Shen *et al* [23] appliquent la méthode présentée précédemment à la mesure de la température dans la zone de coupe de la pièce. Pour cela ils insèrent des fils isolés dans la pièce. Lorsque que le foret coupe les fils et la matière, la jonction thermoélectrique chaude est créée et la mesure de température est réalisée.

La température dans la pièce percée est très souvent mesurée grâce à des thermocouples implantés dans des trous percés au plus près de la surface percée [24]. Zeilmann et Weingaertner [25] utilisent cette technique avec des thermocouples placés à 0,2 mm de la surface percée et conclut à l’intérêt de la MQL interne sur la température lors du perçage de l’alliage de titane Ti6Al4V tandis que la MQL externe n’a pas d’influence. L’autre technique utilisée pour implanter les thermocouples consiste à

réaliser une rainure sur deux pièces rectifiées puis assemblées par boulonnage après avoir mis en place le thermocouple [7].

Marinescu a consacré ses travaux de thèse [26] à la mesure et à l'estimation de la température lors du perçage de l'alliage de titane Ti6Al4V. Il compare trois techniques de mesure de températures en perçage, la première est la mise en place d'un thermocouple dans le foret, la seconde est la technique présentée qui permet de mesurer la température le long de l'arête de coupe et la dernière consiste à placer des thermocouples dans la pièce au plus près de la surface du trou percé. Il conclut que la première est facile à mettre en œuvre mais donne une information très locale. Elle présente aussi l'inconvénient d'obstruer un des deux trous de lubrification. La seconde présente l'avantage de donner une information le long de l'arête de coupe mais le comportement aléatoire (dégradation accélérée) de l'isolant complique la mise en œuvre des essais. Finalement la mise en place de thermocouples dans la pièce percée est la méthode la plus intéressante et peut être complétée par la mise en place d'un thermocouple dans le foret si nécessaire. Etant donné que l'intérêt se porte sur la pièce percée, c'est la méthode retenue dans notre étude.

### 2.2.2 Traitement thermique de détensionnement

Les travaux de Sassoulas publiés dans les Techniques de l'Ingénieur [27] présentent les traitements thermiques des différentes familles d'acier. Il consacre un paragraphe au détensionnement des aciers inoxydables austénitiques. Les contraintes résiduelles d'origine thermique sont les plus importantes. Ces aciers qui ont une faible conductivité thermique et un fort coefficient de dilatation subissent des gradients thermiques élevés et des déformations locales importantes. Les pics localisés de contraintes résiduelles peuvent avoisiner la limite d'élasticité. Les risques associés sont la fissuration en fatigue, la corrosion sous contrainte. Les usinages réalisés par la suite entraînent le rééquilibrage du système de contraintes élastiques dans la pièce et provoque des déformations imprévues. Le traitement thermique de détensionnement permet donc de supprimer les pics de contraintes résiduelles venant des procédés de mise en forme antérieurs qui pourraient perturber les déformations de la matière au cours du perçage ou lors de la découpe de l'échantillon en vue de l'analyse des contraintes résiduelles.

L'auteur précise également que les traitements thermiques effectués au-delà de 400°C peuvent entraîner des modifications métallurgiques significatives. Etant donné que

le traitement thermique conseillé pour le 316L est de 610 °C pendant 2h30. Il est nécessaire d'étudier l'impact du traitement thermique sur le matériau étudié.

### 2.2.3 Méthodes expérimentales d'analyse des contraintes résiduelles

Différentes méthodes existent pour caractériser les contraintes résiduelles, les méthodes non destructives et les méthodes destructives. Parmi les premières, il existe la diffraction de rayonnement (Rayons X, Rayons X synchrotron, neutrons), la propagation d'ondes ultrasonores ou d'ondes magnétiques. Les méthodes du perçage, du trépan, de la flèche, du découpage, du tranchage et du contour sont les méthodes destructives.

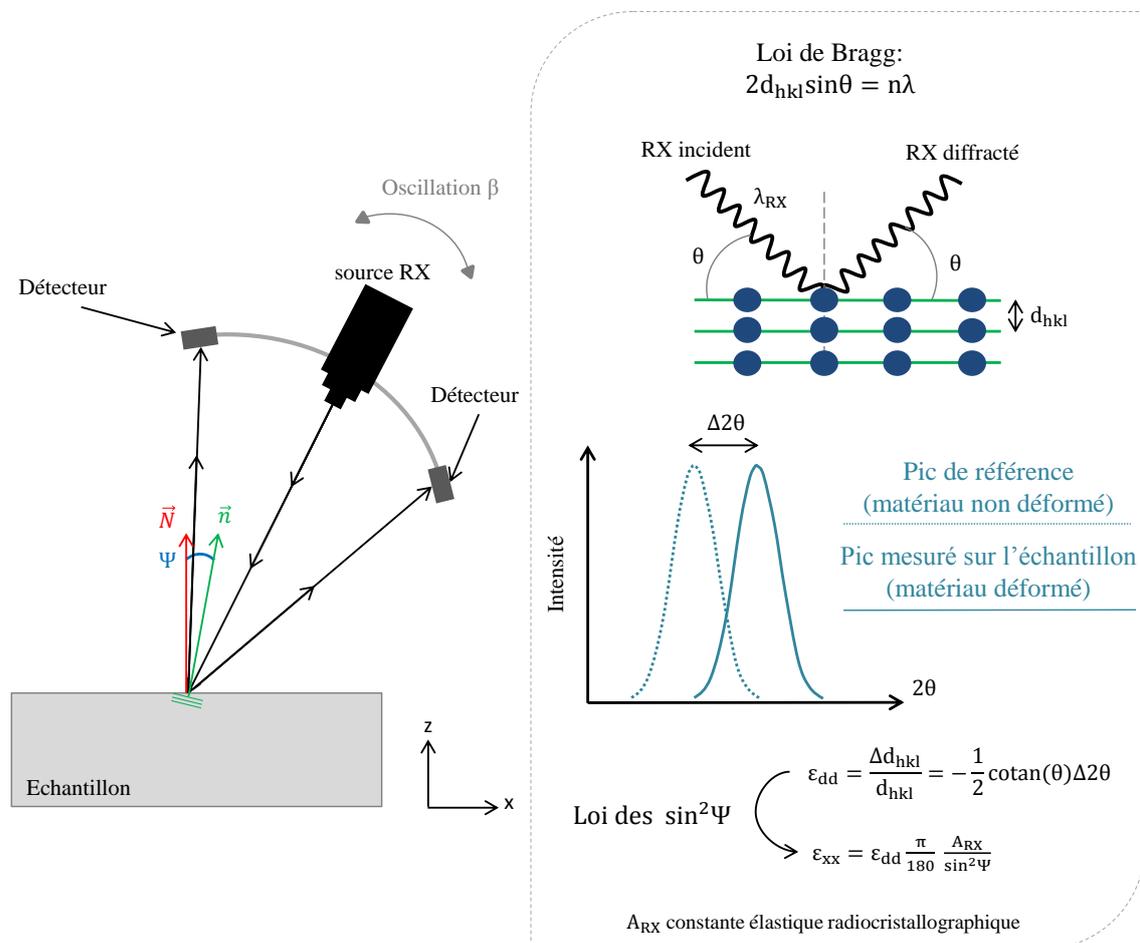


Figure 19: Présentation du dispositif d'analyse des contraintes résiduelles par diffraction Rayons X

La diffraction de rayons X consiste à analyser les déformations du matériau par la mesure des variations de distance entre plans atomiques du réseau cristallin. Cette méthode décrite en détails à la Figure 19 n'est pas destructive pour des analyses faites en

surface de l'échantillon. Cependant pour obtenir un gradient de contraintes résiduelles en profondeur, un polissage électrochimique est nécessaire pour enlever les couches. Le rayonnement X synchrotron permet sans enlèvement de matière de réaliser une analyse de contraintes résiduelles en profondeur, cette méthode permet d'obtenir des gradients de contraintes résiduelles de manière non-destructive. Le rayonnement neutronique possède des caractéristiques semblables à celles fournies par le rayonnement X synchrotron mais permet d'analyser des pièces beaucoup plus massives. En tournage, la méthode de diffraction des rayons X est couramment utilisée pour caractériser les contraintes résiduelles [28][29][30], en fraisage également [31][32] puisque les surfaces à analyser sont facilement accessibles.

Les méthodes de propagation d'ondes ultrasonores ou magnétiques sont non destructives. La première est basée sur la dépendance de la vitesse de propagation des ondes ultrasonores avec l'état de contraintes dans le matériau [33]. La contrainte moyenne est déterminée dans la zone à travers laquelle l'onde se propage. Un calibrage sur un échantillon détensionné provenant de la même structure est nécessaire. Cette technique est également utilisée par Shaira [34] dans ses travaux de thèse pour caractériser la transformation martensitique du 304L sous déformation cyclique.

Les méthodes de propagation d'ondes magnétiques sont basées sur la réponse à une sollicitation magnétique qui évolue en fonction de l'état de contraintes et de la microstructure au sein du matériau. Le principe physique du phénomène est qu'au sein d'un matériau ferromagnétique, une sous-structure magnétique composée de domaines de Weiss entourés de parois de Bloch existe. Soumise à un champ magnétique variable, cette sous-structure magnétique se modifie, accompagnée par le mouvement des parois de Bloch (ces mouvements sont accompagnés d'un bruit magnétique appelé bruit Barkhausen fonction de l'état de contraintes et de la microstructure). Une phase de calibrage de l'intensité du phénomène est également nécessaire en fonction des déformations externes afin de pouvoir déduire le niveau de contraintes résiduelles [35]. Les méthodes ultrasonores et magnétiques ne sont pas couramment utilisées pour l'analyse de contraintes résiduelles à cause de leurs difficultés de calibrage et de leur résolution trop élevée [36][37][38]. Lindgren et Lepistö [39] sont les rares auteurs à comparer les méthodes magnétiques et DRX dans le cas d'analyse de contraintes résiduelles sur des plaques soudées. Les méthodes ultrasonores et magnétiques sont plutôt exploitées pour du contrôle en production (identification de défauts, tri de nuance,

caractérisation de traitements thermiques, évaluation de propriétés mécaniques ou métallurgiques) puisqu'elles sont non-destructives et rapides.

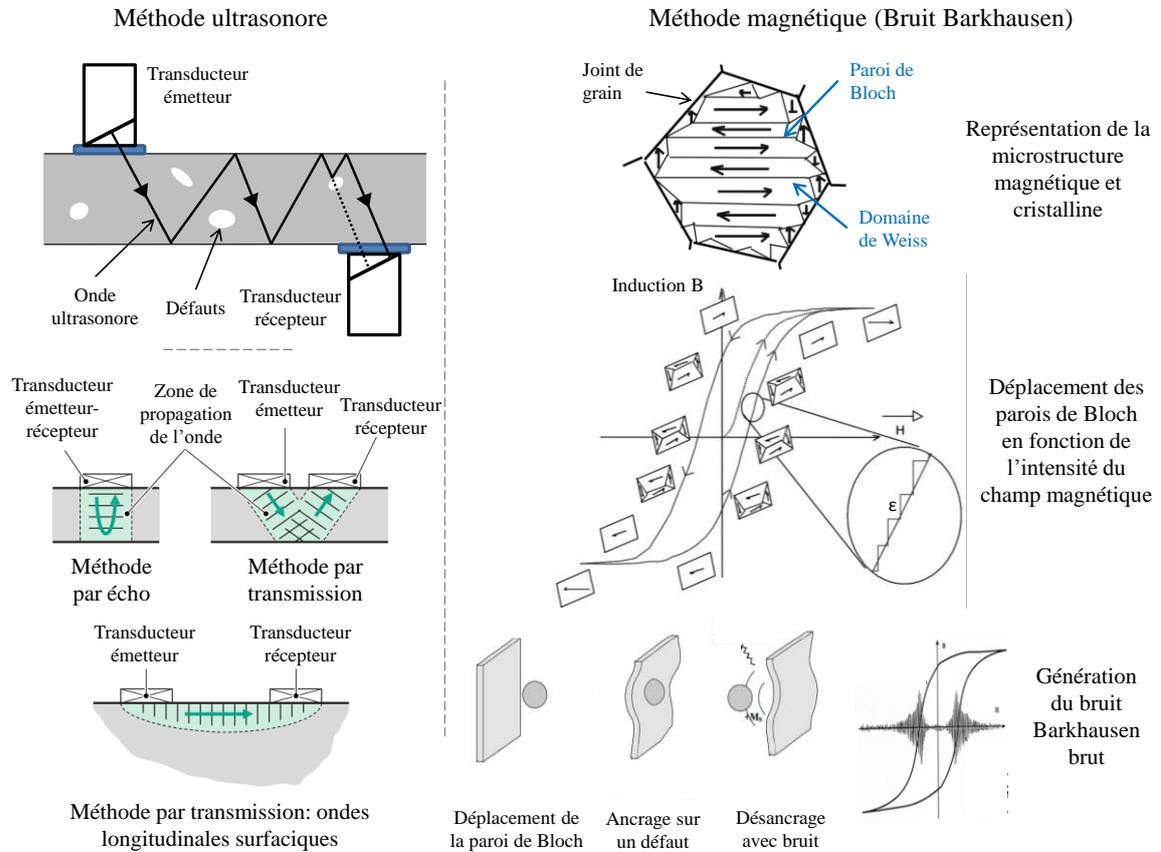


Figure 20: Principe des méthodes ultrasonores et magnétiques (d'après Belahcene [33] et Hug Almaric [40])

Les méthodes mécaniques (méthodes du trou incrémental,...) sont basées sur le principe d'équilibre des contraintes résiduelles. L'enlèvement de matière modifie l'état de contraintes et déforme la pièce. En mesurant ces déformations, il est possible de remonter aux contraintes relâchées. La méthode du perçage consiste à percer pas à pas et à faire un relevé des déformations à chaque pas. La distribution des contraintes résiduelles est calculée à partir des déformations mesurées en surface et des coefficients de calibration déterminés par un modèle éléments finis. Cette méthode est sensible aux effets de bord, aux rayons de courbure des pièces et à la dureté du matériau (dureté maximale 50 HRC). Skouras *et al* [41] publient en 2013 des travaux portant sur la mesure de contraintes résiduelles sur des cordons de soudure par la méthode de diffraction de neutron et par la méthode de perçage d'un trou avec une jauge extensométrique.

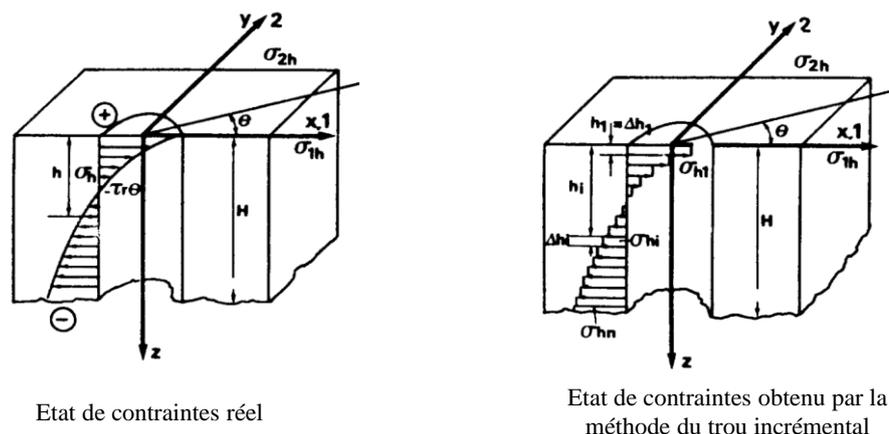


Figure 21: Profil de contraintes par la méthode du trou incrémental (d'après Niku-Lari [42])

Nobre et Outeiro présentent un travail expérimental et numérique sur la détermination des contraintes résiduelles lors du perçage du Ti-6Al-4V [43] et de composites [44]. Cette méthode permet de s'affranchir des traitements de détensionnement qui ne peuvent pas être réalisés dans des composites à matrice polymère et qui ne sont pas complètement efficaces dans les matériaux métalliques. Afin de ne pas tenir compte des contraintes résiduelles présentes au sein du matériau, elle compare les déformations relâchées lors du perçage incrémental d'un échantillon soumis à deux efforts de tension différents. Elle fait appel à un modèle numérique pour lequel les phénomènes thermomécaniques liés au perçage ne sont pas présents. Ainsi en comparant les résultats numériques et expérimentaux, les déformations induites par le perçage peuvent être déterminées.

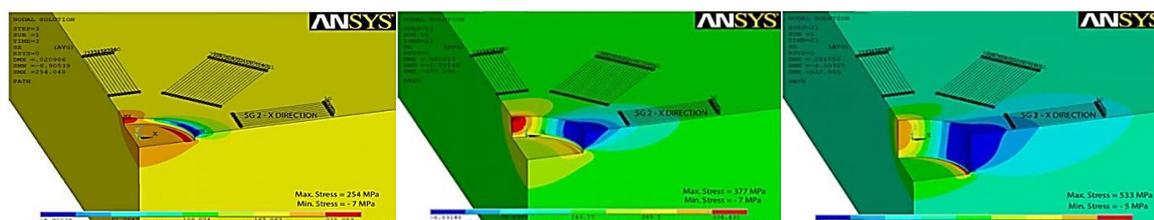


Figure 22: Modèle numérique à différentes étapes du perçage incrémental [44]

### 2.3 Procédure des essais expérimentaux

La procédure expérimentale est présentée à la Figure 23. L'échantillon est posé sur des cales rectifiées, puis bloqué dans un mandrin à trois mors. La position de l'axe de l'échantillon est obtenue avec un palpeur mécanique. La face d'entrée est ensuite fraisée

afin d'assurer une perpendicularité parfaite entre le foret et l'échantillon. L'acquisition des efforts et des températures est lancée puis le perçage.

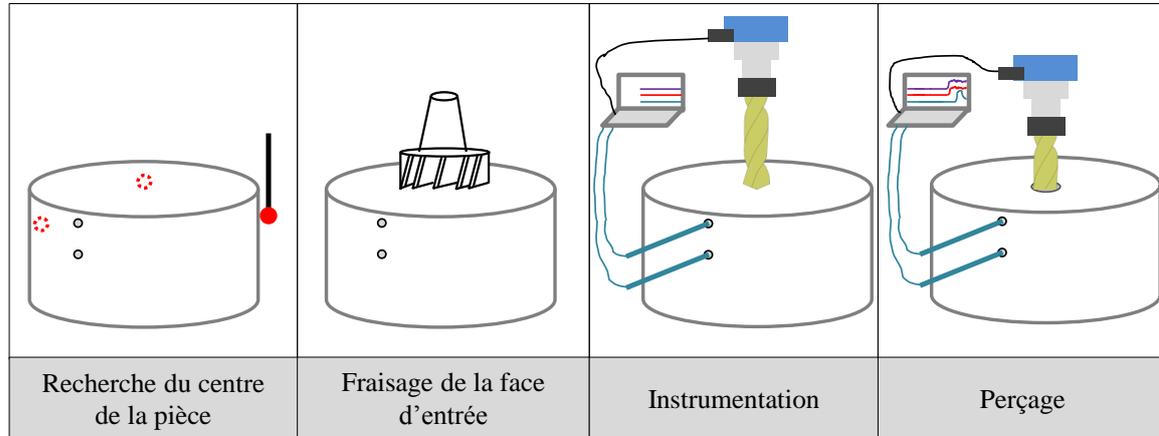


Figure 23: Procédure d'essais

## 2.4 Acquisition des efforts et des températures en perçage

L'acquisition des températures est couplée à l'acquisition du couple et de l'effort de poussée. Pour l'effort de poussée et le couple, le dynamomètre rotatif Kistler 9125A (acquisition à 1000 Hz) est relié à une carte d'acquisition NI9162. Le logiciel DasyLab est utilisé pour interfacer les signaux reçus. Le relevé de l'effort et du couple est synchronisé avec le relevé des températures. Les thermocouples sont reliés à une carte d'acquisition NI9213 par le biais de rallonges. La synchronisation des efforts et des températures permet d'identifier le début du perçage grâce à la montée soudaine de l'effort de poussée et d'identifier sur les courbes de températures la phase de pénétration et de sortie du foret et le passage des becs de l'outil devant les thermocouples. La fréquence d'acquisition des températures est de 75 Hz, soit un relevé toutes les 13 millisecondes.

La mesure de températures est faite sur la pièce. L'intérêt porté à l'intégrité de la matière usinée et l'état de l'art réalisé sur les mesures de température en perçage ont conduit à cette option. Elle présente l'avantage de s'affranchir des difficultés liées à la mesure de la température sur le foret (rotation de l'outil, risque d'altération du thermocouple). La mesure de la température sur la pièce percée est directe et ne dépend pas de conditions de contact entre le foret et la matière qu'il faudrait déterminer. Pour réaliser des mesures sur la pièce plusieurs techniques existent. La thermographie infrarouge, le pyromètre relié à une fibre optique ou encore des thermocouples qui mesurent la température lors du passage de l'arête de coupe sont autant de techniques qui

auraient permis la mesure de températures sur la matière usinée au plus près de l'outil. Elles présentent cependant des difficultés de mises en œuvre au niveau de l'instrumentation et au niveau de l'interprétation.

Le choix d'implanter des thermocouples dans la pièce hors de la zone de perçage a été fait. Cette méthode présente également des difficultés (positions exactes des mesures) qui seront présentées.

Des thermocouples chemisés seront utilisés et positionnés dans l'échantillon dans des trous réalisés en électroérosion par enfonçage. Deux types de thermocouples sont utilisés, des thermocouples de diamètre 0,75 mm positionnés au plus près de la surface percée (0,15 mm en théorie, thermocouple N° 5-6-7-8) et des thermocouples de diamètre 1,5 mm placés à 1 mm du bord du trou en théorie (N° 1-2-3-4). Les gaines des thermocouples utilisées sont dans un matériau proche du matériau étudié, elles sont respectivement en acier inoxydable 304 et 321.

La première incertitude des mesures provient de l'espace libre entre le trou fait en électroérosion par enfonçage et le thermocouple. Cet espace rempli d'air constitue une source significative d'erreurs puisque l'air a des propriétés thermiques très différentes de celles de la matière normalement présente (conductivité thermique de 0,025 W/m/K à 20 °C). Pour réduire l'erreur associée, une pâte d'argent ayant une conductivité de 10 W/m/K proche de celle du 316L (14 W/m/K) a été utilisée afin de combler l'espace entre le trou et le thermocouple.

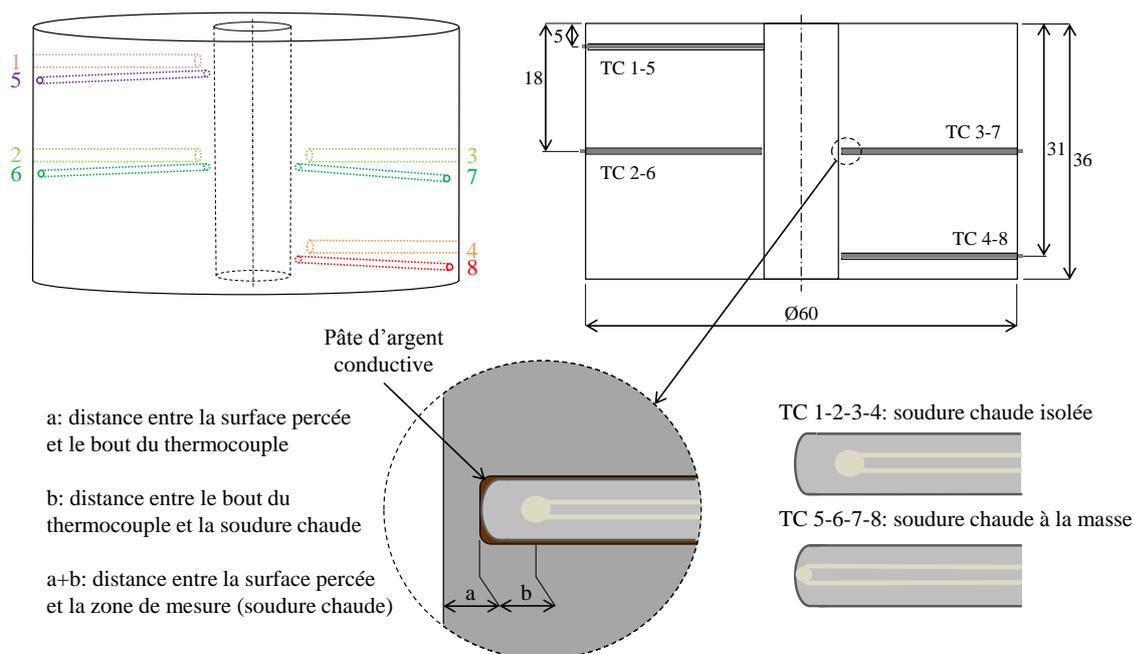


Figure 24: Implantation des thermocouples dans l'échantillon

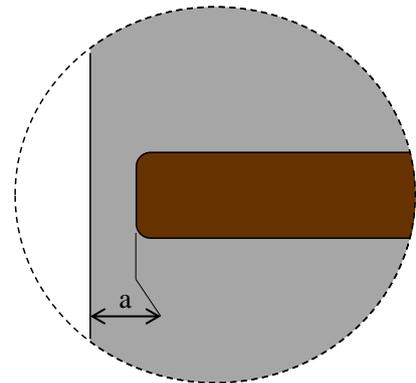
La deuxième incertitude provient de la qualité du trou réalisé en électroérosion par enfonçage. Elle impacte directement la distance entre la surface percée et le thermocouple (noté « a » en Figure 24) et donc la pertinence de la mesure effectuée. Une mesure de la position exacte des thermocouples a été faite après les essais. Pour cela les échantillons ont été découpés, puis rectifiés jusqu'au plan passant par l'axe des trous des thermocouples (Figure 25). Ainsi les trous des thermocouples deviennent des demi-trous et ces derniers sont observables directement. La démarche a été répétée sur plusieurs échantillons. Le Tableau 3 récapitule les valeurs obtenues.

Tableau 3: Distance entre la surface percée et le bout du thermocouple pour 6 échantillons

Distance a (mm)	TC_1	TC_2	TC_3	TC_4	Moyenne	Ecart-type
A_Sec_2	1,60	1,56	1,75	1,73	1,67	0,18
A_sec_3	1,47	1,52	2,05	1,65		
Lub_ext_2	1,72	1,68	1,83	1,81	1,73	0,15
Lub_ext_3	1,72	1,92	1,78	1,41		
Lub_int_2	2,21	1,94	1,61	1,42	1,88	0,30
Lub_int_3	2,04	2,04	1,61	2,18		

Distance a (mm)	TC_5	TC_6	TC_7	TC_8	Moyenne	Ecart-type
A_Sec_2	1,69	1,44	1,20	1,17	1,23	0,28
A_sec_3	0,83	1,37	1,23	0,88		
Lub_ext_2	0,67	0,51	0,81	0,62	0,60	0,13
Lub_ext_3	0,50	0,48	/	/		
Lub_int_2	0,75	0,94	1,70	1,20	1,00	0,38
Lub_int_3	0,52	0,63	1,25	0,98		



La troisième incertitude vient du temps de réponse des thermocouples indiqués par le fournisseur. Les thermocouples ayant un diamètre de 0,75 mm positionnés au plus près de la surface percée disposent d'une soudure chaude à la masse afin de réduire le temps de réponse alors que les autres ont une soudure chaude isolée. Le fournisseur du thermocouple indique le temps de réponse du thermocouple. Le temps de réponse correspond au temps nécessaire pour que la température à la soudure chaude soit identique à celle au bout du thermocouple. Ce temps n'est pas critique pour les procédés lents (chauffage dans un four par exemple). Dans ce cas, considérer que la température est la même au bout du thermocouple et au niveau de la soudure chaude ne constitue pas une erreur importante. Le contexte de l'usinage est différent, le procédé met en œuvre des vitesses importantes avec une montée en température rapide, un maintien à la température

maximale très court et une décroissance rapide de la température après le passage de la source chaude. Le temps de réponse du thermocouple est donc important pour la pertinence de la mesure et pour valider le modèle numérique développé. Les temps de réponse indiqués par les fournisseurs sont donnés à titre indicatif et ne sont pas identifiés précisément pour chaque type de thermocouple. Une étude de la distance exacte entre le bout du thermocouple et la zone de mesure de la température à l'intérieur de celui-ci est effectuée (noté « b » en Figure 24). Pour le thermocouple ayant un diamètre de 1,5 mm et une soudure chaude isolée, les distances entre le bout du thermocouple et la zone de mesure sont de 1,75 mm et 1,78 mm (pour deux thermocouples pris au hasard). Pour le thermocouple ayant un diamètre de 0,75 mm et une soudure chaude à la masse, la distance est réduite. Elles sont de 0,52 et de 0,59 mm pour deux thermocouples pris au hasard. Pour les gros thermocouples, la mesure est moyennée sur la sphère entière et le point de mesure est considéré comme étant au centre de la sphère. Pour les thermocouples de petits diamètres, des observations effectuées à chaque étape de polissage permettent de conclure que le deuxième fil rejoint le premier à la sortie de la gaine. La soudure chaude est donc localisée en sortie de gaine.

La Figure 25 présente une illustration des distances réelles entre la surface percée et la zone de mesure de la température pour les deux types de thermocouple utilisés et pour le cas en lubrification externe. La distance réelle totale est la combinaison de la distance entre la surface percée et le fond du trou réalisé en électroérosion par enfonçage (distance a) et la distance entre le bout du thermocouple et la zone de mesure à l'intérieur du thermocouple (distance b) qui dépend du diamètre du thermocouple et du type de soudure chaude utilisés. Dans le cas présenté, les distances totales réelles (a+b) sont de 1,15 mm en moyenne avec un écart-type de 0,18 mm pour le thermocouple de diamètre 0,75 mm (au lieu de 0,15 mm théorique) et de 3,50 mm en moyenne avec un écart-type de 0,17 mm au lieu de 1 mm théorique pour le thermocouple de diamètre 1,5 mm. Les différences entre les distances réelles et théoriques montrent tout l'intérêt de l'analyse détaillée qui a été faite. Elle permettra de disposer de valeurs cohérentes pour valider le modèle numérique de perçage.

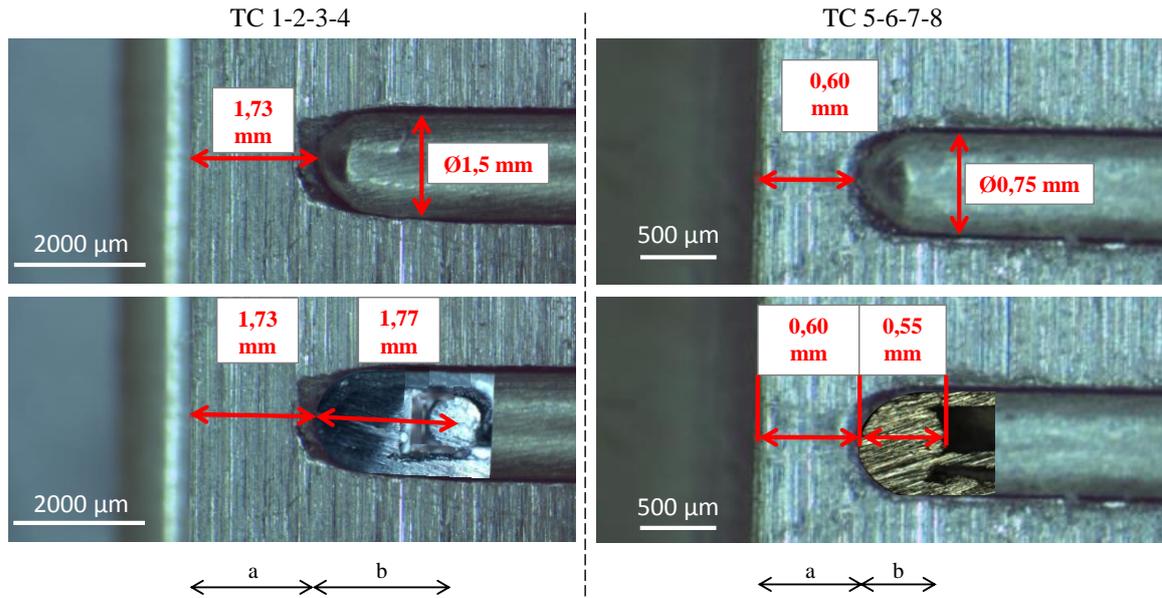


Figure 25: Distance entre la surface percée et la zone de mesure de température pour les deux types de thermocouple (diamètre 1,5 mm et 0,75 mm) en lubrification externe

Finalement, malgré les précautions prises lors des essais, certaines mesures de températures aberrantes vis-à-vis de celles obtenues au même endroit dans les mêmes conditions ne sont pas considérées dans l'analyse. Elles peuvent être induites par un défaut dans le maintien du thermocouple en fond de trou lors du perçage. Ces problèmes sont rares mais justifient l'implantation de deux thermocouples au lieu d'un dans la zone de très grand intérêt qui se situe au milieu de l'échantillon et la répétition du même essai trois fois.

## 2.5 Mesure du diamètre enveloppe du trou percé

Un appareil diatest est utilisé pour mesurer le diamètre du cercle inscrit. Le principe de ce dispositif est présenté en Figure 26. Lorsque le diamètre du trou mesuré augmente les demi-sphères s'éloignent et la pointe qui se trouve entre les deux demi-sphères translate. Cette pointe est reliée à un comparateur qui permet de lire le diamètre mesuré. Le diatest n'est pas conçu pour mesurer une grande plage de diamètre avec les mêmes demi-sphères. En changeant ces dernières, le diatest utilisé peut parcourir une plage de diamètres allant de 10 mm à 26 mm. Dans notre cas, les demi-sphères choisies permettent de mesurer un diamètre compris entre 11,40 mm et 12,60 mm (12 mm étant le diamètre du trou percé). Une cale percée à 12 mm permet d'étalonner le diatest puis de vérifier l'erreur entre deux trous mesurés. Entre deux trous mesurés, l'erreur sur la cale étalon est

de deux micromètres au maximum (pour 9 trous mesurés). La mesure du diamètre est effectuée sur la hauteur du trou percé tous les millimètres.

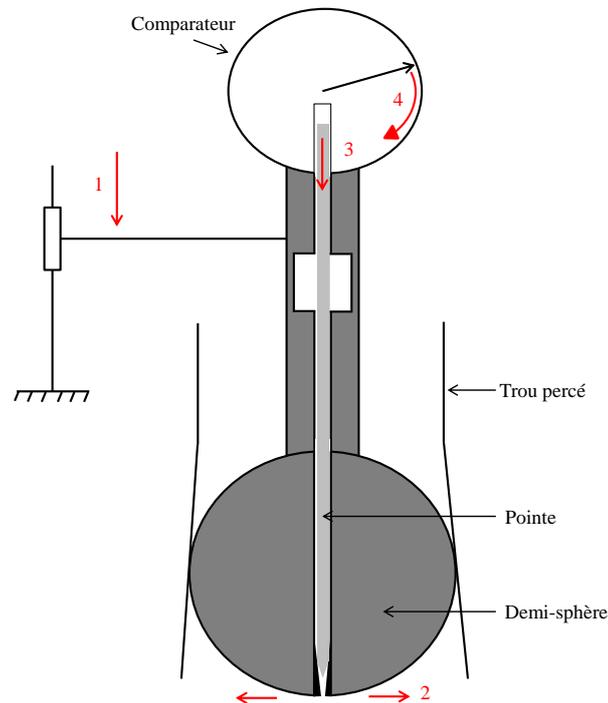


Figure 26: Schéma de principe du diatest

## 2.6 Analyse des contraintes résiduelles

### 2.6.1 Traitement thermique de détensionnement

Un traitement thermique permettant de détensionner les contraintes résiduelles avant perçage est utilisé. Il est validé en vérifiant la capacité à réduire les contraintes résiduelles sans altérer la microstructure du matériau. L'objectif du traitement thermique est de s'affranchir de la prise en compte des contraintes résiduelles initiales dans le modèle numérique et d'éviter la relaxation de ces contraintes lors du perçage ou lors de la découpe.

#### 2.6.1.1 Procédure de validation

Des barres de 316L issues de laminage sont découpées puis usinées en tournage afin d'obtenir des échantillons de diamètre 60 mm et de hauteur 12 mm. 4 échantillons (de dimensions 10\*10\*12 mm) sont extraits. La microstructure et les contraintes résiduelles vont être directement analysées pour deux d'entre eux. Les deux autres vont subir un traitement thermique de détensionnement à 610°C pendant 2h30 avec un refroidissement

lent sous atmosphère neutre (azote). Les mêmes analyses de microstructure et de contraintes résiduelles seront alors reproduites.

Les paramètres de la machine DRX utilisés lors de l'analyse des contraintes résiduelles sont les mêmes que ceux présentés au paragraphe 2.6.2.2.

### 2.6.1.2 Résultats

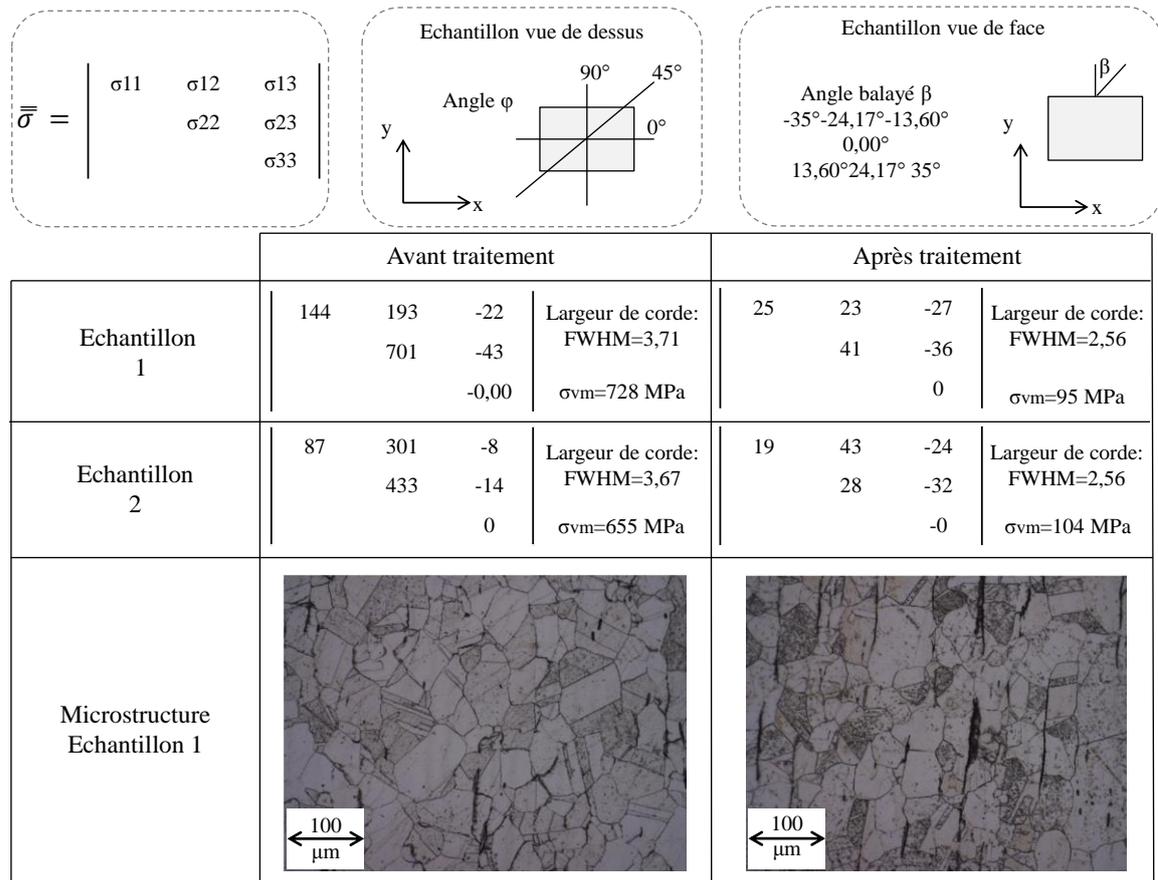


Figure 27: Comparaison des contraintes résiduelles et de la microstructure avant et après traitement thermique de détensionnement

La relaxation totale des contraintes résiduelles n'est pas possible. Le traitement thermique mis en œuvre homogénéise les déformations plastiques en abaissant la limite d'élasticité (provoquant un écoulement plastique des déformations supérieures à la limite élastique). Ce phénomène atténue les contraintes résiduelles précédemment induites par une importante hétérogénéité des déformations plastiques. Des déformations plastiques restent cependant présentes ainsi que des contraintes résiduelles. La largeur de corde à mi-hauteur des pics de diffraction (LMH ou FWHM) est révélatrice d'une diminution des niveaux de déformations plastiques (écrouissage) grâce au traitement thermique mais

également d'un écrouissage résiduel après traitement. Des températures supérieures seraient nécessaires pour supprimer l'écrouissage et les contraintes résiduelles restantes mais impliqueraient une recristallisation de la microstructure et une évolution significative du matériau étudié.

Les contraintes résiduelles de Von Mises ont été calculées afin de faciliter la comparaison des contraintes avant et après traitement. Celles obtenues après traitement thermique sont proches de 100 MPa alors que celles avant traitement thermiques sont de l'ordre de 700 MPa. La comparaison des microstructures avant et après traitement thermique ne met pas en avant des changements microstructuraux. Les grains un peu plus noircis sur la photo de droite sont dus à un temps de maintien du réactif un peu plus important (difficile à maîtriser). La taille et la forme des grains présents dans le matériau sont hétérogènes avant et après traitement mais relativement semblables. La microstructure de la matière n'est donc pas modifiée par le traitement thermique.

#### 2.6.1.3 Conclusions

Le traitement thermique de détensionnement de 610 °C pendant 2h30 permet de réduire significativement les contraintes résiduelles sans modifier la microstructure du matériau.

#### 2.6.2 Influence de la découpe sur les contraintes résiduelles

L'étude présentée a pour objectif de déterminer l'influence de la découpe de l'échantillon sur les contraintes résiduelles analysées a posteriori par DRX. Elle cherche donc à déterminer la redistribution des contraintes lors de la découpe de l'échantillon.

Étant donné les moyens à disposition au laboratoire et l'état de l'art effectué, il a été choisi d'analyser les contraintes résiduelles générées par le perçage par DRX. Deux coupes successives permettront d'obtenir un quart du cylindre percé et d'assurer un balayage des angles  $\beta$  suffisants afin de caractériser correctement les contraintes résiduelles. Pour obtenir le gradient, des polissages électrolytiques successifs seront effectués.

Étant donné l'importance des résultats issus de cette procédure dans la validation des modèles numériques développés et dans la compréhension des phénomènes physiques générant les contraintes résiduelles, une étude dédiée à la pertinence de la procédure choisie a été réalisée. Elle s'intéresse particulièrement à un potentiel relâchement des

contraintes résiduelles lors des deux découpes successives. Pour cela des échantillons percés vont être instrumentés avec des jauges de déformation et un relevé des déformations pendant les découpes permettra d'identifier l'influence de ces dernières sur les contraintes résiduelles mesurées a posteriori.

#### 2.6.2.1 Etude de l'influence de la découpe

Pour valider la procédure choisie, quatre échantillons ont subi le traitement de détensionnement (de 610 °C pendant 2h30) validé précédemment. Ils ont ensuite été percés. Des conditions indépendantes de celles du projet ont été choisies (Figure 28) puisque les conditions d'étude du projet n'avaient pas été validées lors de la réalisation de cette étude. Le foret utilisé est le modèle Sirius fabriqué par Tivoly.

Pour étudier la relaxation pendant les découpes, les quatre échantillons sont instrumentés avec des jauges de déformation. Après perçage, la jauge de déformation est collée dans le sillon du trou percé à l'endroit même où les contraintes résiduelles seront analysées par DRX. La jauge permet d'acquérir les déformations de l'échantillon subies pendant la découpe. La zone de mesure de la jauge a une taille de 0,5 mm par 0,5 mm. Une information localisée et en surface du trou percé est obtenue par le biais de cette méthode. Elle pourra donc être directement comparée aux contraintes résiduelles de surface mesurées par DRX.

Pour une rapidité et une simplicité de mise en œuvre, la découpe est faite avec une scie à métaux. En dehors de cette étude, les découpes sont faites par électroérosion. Pendant la découpe, l'échantillon est maintenu bloqué dans un étau. Un échauffement lié à la découpe est observé, bien qu'il ne soit pas assez important pour libérer à lui seul des contraintes résiduelles, il crée une légère dilatation thermique de l'échantillon qui perturbe le relevé des déformations fait avec la jauge. Un temps de refroidissement important est donc mis en œuvre afin de permettre à l'échantillon de retrouver une température proche de la température de départ. Les perturbations possibles dans l'analyse des déformations relâchées par la découpe sont ainsi évitées.

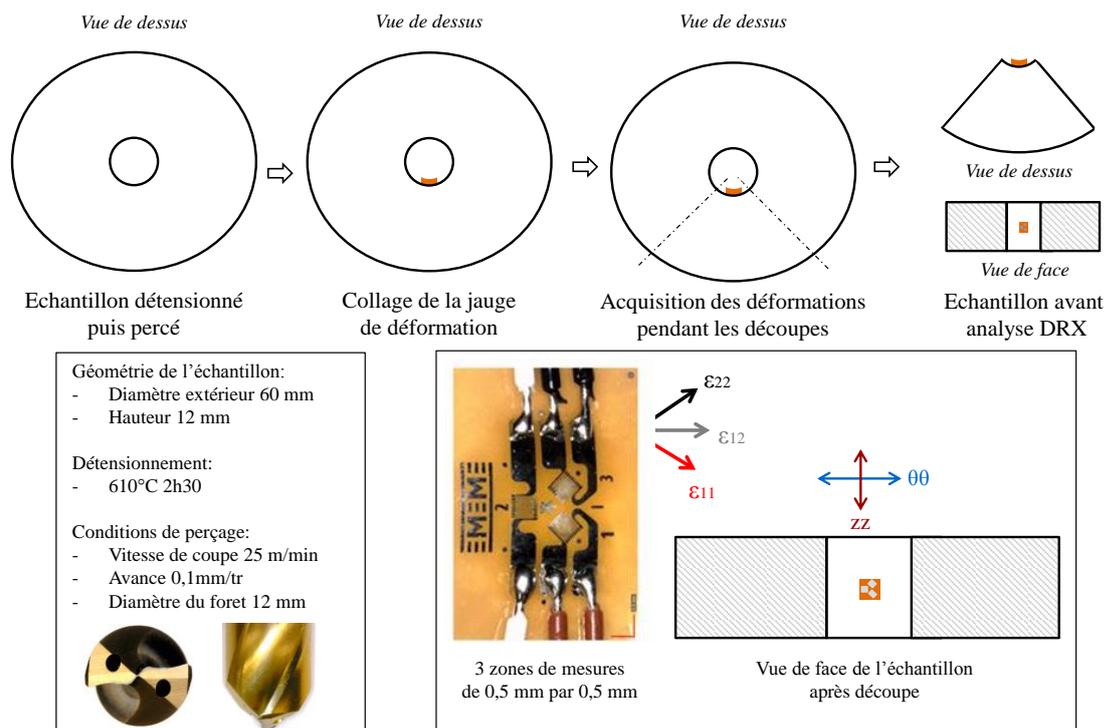


Figure 28: Procédure de l'étude

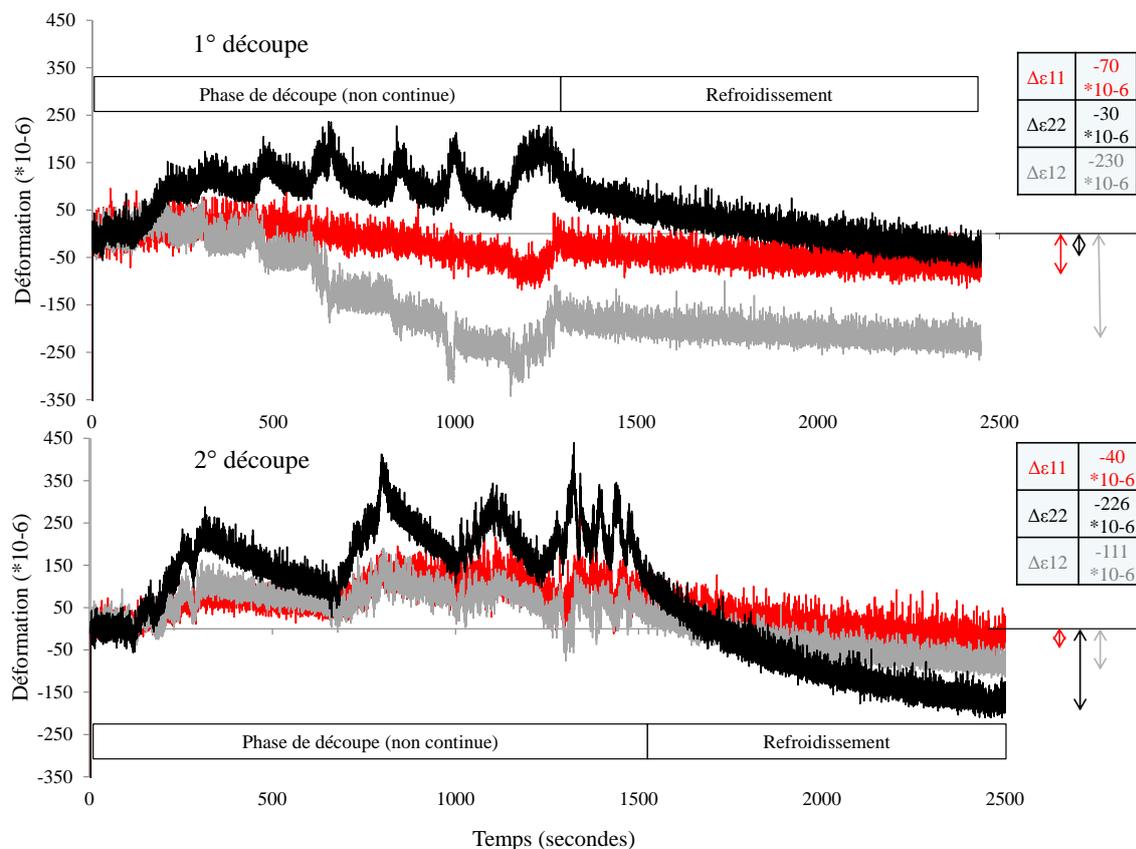


Figure 29: Relevé des déformations pendant les deux découpes

Les déformations relevées lors de la première découpe sont cumulées à celles relevées pendant la deuxième. Les déformations relâchées au cours de la découpe sont élastiques, il est donc possible de remonter aux contraintes relâchées par l'intermédiaire du module de Young ( $E=197\ 000\ \text{MPa}$ ).

La démarche a été répétée sur quatre échantillons afin de vérifier la fiabilité de la méthode. Le tableau ci-dessous récapitule les déformations relevées par la jauge dans les trois directions pour chaque échantillon. Le calcul des directions principales a mis en évidence les directions axiales et circonférentielles comme directions principales. Les déformations et les contraintes sont calculées dans ces directions.

Echantillon N°3

Découpe 1		Déformations cumulées												
<table style="width: 100%; border-collapse: collapse;"> <tr><td style="text-align: center;"><math>\Delta\epsilon_{11}</math></td><td style="text-align: center;"><math>-70*10^{-6}</math></td></tr> <tr><td style="text-align: center;"><math>\Delta\epsilon_{22}</math></td><td style="text-align: center;"><math>-30*10^{-6}</math></td></tr> <tr><td style="text-align: center;"><math>\Delta\epsilon_{12}</math></td><td style="text-align: center;"><math>-230*10^{-6}</math></td></tr> </table>	$\Delta\epsilon_{11}$	$-70*10^{-6}$	$\Delta\epsilon_{22}$	$-30*10^{-6}$	$\Delta\epsilon_{12}$	$-230*10^{-6}$	+	<table style="width: 100%; border-collapse: collapse;"> <tr><td style="text-align: center;"><math>\Delta\epsilon_{11}</math></td><td style="text-align: center;"><math>-110*10^{-6}</math></td></tr> <tr><td style="text-align: center;"><math>\Delta\epsilon_{22}</math></td><td style="text-align: center;"><math>-256*10^{-6}</math></td></tr> <tr><td style="text-align: center;"><math>\Delta\epsilon_{12}</math></td><td style="text-align: center;"><math>-341*10^{-6}</math></td></tr> </table>	$\Delta\epsilon_{11}$	$-110*10^{-6}$	$\Delta\epsilon_{22}$	$-256*10^{-6}$	$\Delta\epsilon_{12}$	$-341*10^{-6}$
$\Delta\epsilon_{11}$	$-70*10^{-6}$													
$\Delta\epsilon_{22}$	$-30*10^{-6}$													
$\Delta\epsilon_{12}$	$-230*10^{-6}$													
$\Delta\epsilon_{11}$	$-110*10^{-6}$													
$\Delta\epsilon_{22}$	$-256*10^{-6}$													
$\Delta\epsilon_{12}$	$-341*10^{-6}$													
Découpe 2	=													
<table style="width: 100%; border-collapse: collapse;"> <tr><td style="text-align: center;"><math>\Delta\epsilon_{11}</math></td><td style="text-align: center;"><math>-40*10^{-6}</math></td></tr> <tr><td style="text-align: center;"><math>\Delta\epsilon_{22}</math></td><td style="text-align: center;"><math>-226*10^{-6}</math></td></tr> <tr><td style="text-align: center;"><math>\Delta\epsilon_{12}</math></td><td style="text-align: center;"><math>-111*10^{-6}</math></td></tr> </table>	$\Delta\epsilon_{11}$	$-40*10^{-6}$	$\Delta\epsilon_{22}$	$-226*10^{-6}$	$\Delta\epsilon_{12}$	$-111*10^{-6}$								
$\Delta\epsilon_{11}$	$-40*10^{-6}$													
$\Delta\epsilon_{22}$	$-226*10^{-6}$													
$\Delta\epsilon_{12}$	$-111*10^{-6}$													

Bilan des quatre échantillons

Echantillon N°		1	2	3	4		
Déformations mesurées cumulées	$\Delta\epsilon_{11}$ (x10-6)	0	-160	-110	-195		
	$\Delta\epsilon_{22}$ (x10-6)	-80	-130	-256	-56		
	$\Delta\epsilon_{12}$ (x10-6)	-300	-220	-341	-402		
Déformations principales	$\Delta\epsilon_{\theta\theta}$ (x10-6)	-343	-366	-532	-533		
	$\Delta\epsilon_{zz}$ (x10-6)	263	76	166	282		
Contraintes principales	$\Delta\sigma_{\theta\theta}$ (MPa)	-68	-72	-105	-105	-87	20
	$\Delta\sigma_{zz}$ (Mpa)	52	15	33	56	39	19
						Moyenne	Ecart-type

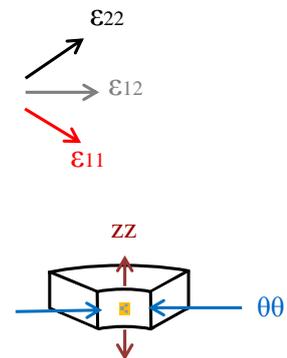


Figure 30: Contraintes relâchées pendant les découpes et interprétation

Les contraintes obtenues sont négatives dans la direction circonférentielle donc correspondent à une perte de traction tandis que dans la direction axiale, les contraintes sont positives donc correspondent à une perte de compression (Figure 31). Les contraintes relâchées sont deux fois plus importantes dans la direction circonférentielle que dans la direction axiale.

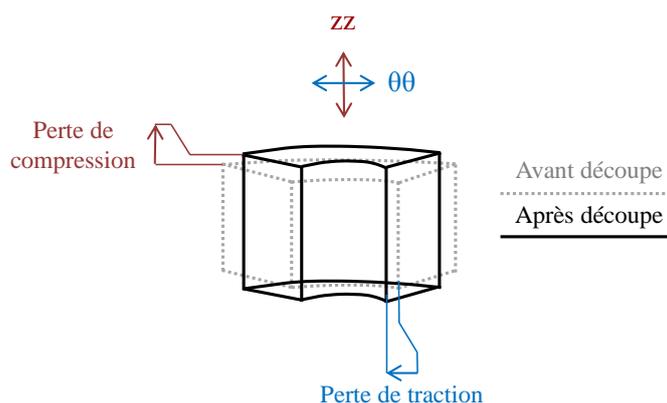


Figure 31: Représentation schématique de l'impact de la découpe de l'échantillon

### 2.6.2.2 Analyse expérimentale du gradient de contraintes résiduelles après découpe

La première étape consistant à déterminer les contraintes relâchées par la découpe a été menée à son terme. Ces contraintes sont à mettre en vis-à-vis de celles mesurées après découpe. Pour chaque échantillon, des gradients de contraintes résiduelles sont obtenus par analyse DRX. Les angles caractéristiques de l'analyse sont présentés. Le détecteur utilise deux orientations à  $0^\circ$  et  $90^\circ$  pour déterminer les contraintes résiduelles axiales et circumférentielles (Figure 32). Pour chacune de ces orientations, les angles balayés sont  $-30^\circ/-20,67^\circ/-13,60^\circ/0,00^\circ/13,60^\circ/20,67^\circ/30^\circ$ .

Les contraintes résiduelles sont analysées par la machine Proto. Le collimateur utilisé a un diamètre de 2 mm. Les conditions de diffraction sont présentées ci-dessous et sont valables pour toutes les analyses DRX effectuées dans le cas du 316L :

- Mn  $K\alpha$  Radiation avec 18kV, 4 mA;
- $\lambda=0,2103$  nm, plan {311}, Angle de Bragg:  $2\theta=152,8^\circ$ .
- Constantes d'élasticité cristallographique:

$$S_{1\{311\}} = -1,20 * 10^{-6} \text{ MPa}^{-1} \text{ et } \frac{1}{2} S_{2\{311\}} = 7,18 * 10^{-6} \text{ MPa}^{-1}$$

La zone d'analyse des contraintes résiduelles est de 2 mm de diamètre et de 5  $\mu\text{m}$  de profondeur.

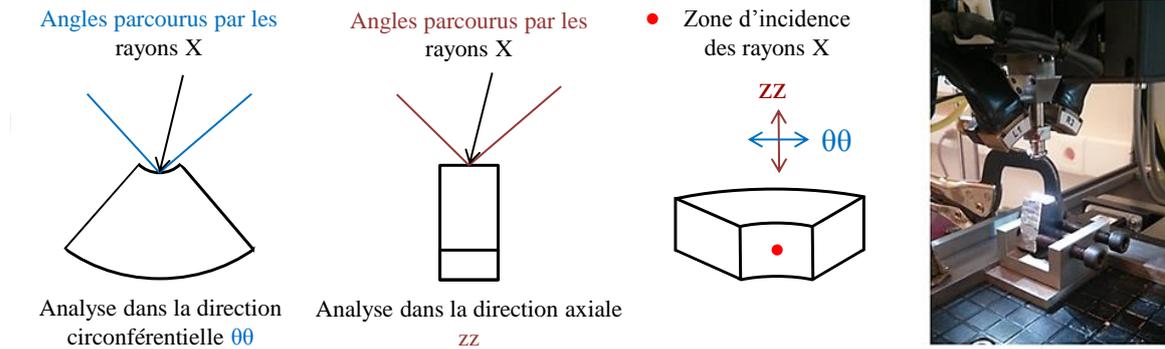


Figure 32: Présentation de la méthode d'analyse des contraintes résiduelles

La Figure 33 présente un récapitulatif des analyses DRX effectuées pour les quatre échantillons. La moyenne et l'écart type sont présentés, la répétabilité est satisfaisante pour les quatre échantillons. Le perçage à sec n'est pas forcément stable et peut provoquer des zones d'échauffement intenses en cas de blocage de copeaux ou de difficultés d'évacuation. Ces difficultés ne se retrouvent pas sur l'analyse des contraintes résiduelles.

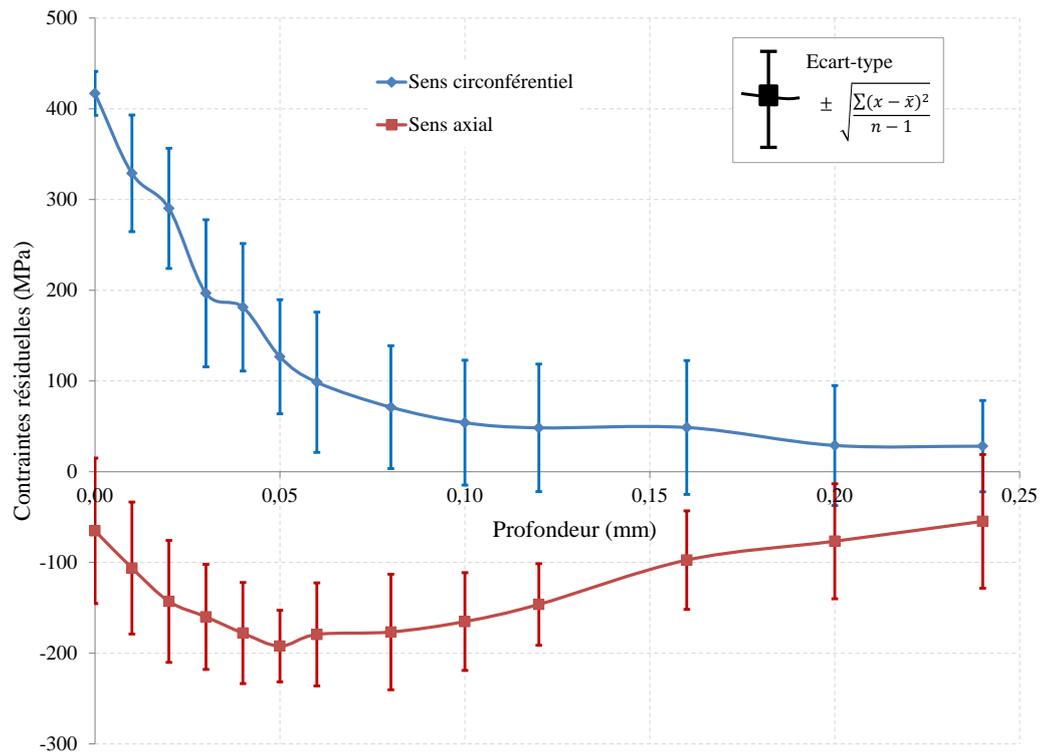


Figure 33: Gradient de contraintes résiduelles pour les quatre échantillons

Les contraintes résiduelles circonférentielles sont de traction avec un pic de 400 MPa en extrême surface. La contrainte diminue rapidement sur les 0,1 premiers millimètres. La

valeur est proche de 50 MPa à partir de 0,1 mm de profondeur. Les contraintes résiduelles axiales sont proches de -50 MPa en extrême surface, puis diminuent jusqu'à atteindre -200 MPa à 0,05 mm de profondeur. Elles retrouvent des valeurs proches de -50 MPa à partir de 0,25 mm de profondeur.

Les conditions de perçage associées aux profils de contraintes résiduelles ci-dessus sont présentées en Figure 28.

### 2.6.2.3 Conclusions et discussions

Cette étude a permis d'identifier l'influence de la découpe sur les contraintes analysées par DRX a posteriori. Les contraintes circonférentielles sont les plus relâchées par la découpe. Une mise en compression de la jauge de déformation lors de la découpe a révélé une perte de traction de 87 MPa en moyenne (écart-type de 20 MPa) dans la direction circonférentielle. Dans la direction axiale la mise en traction de la jauge a révélé au contraire une perte de compression de 39 MPa en moyenne (écart-type de 19 MPa). Il semble donc que lorsque les contraintes résiduelles analysées après découpe sont de traction, une perte de traction a lieu pendant la découpe tandis que si les contraintes résiduelles sont de compression c'est une perte de compression qui se produit lors de la découpe.

Bien qu'il ne soit pas possible de l'identifier clairement, il semble qu'il y ait un lien entre le niveau des contraintes résiduelles à l'intérieur de l'échantillon avant découpe et le niveau des contraintes relâchées pendant les découpes. En admettant qu'il y ait un lien entre le niveau de contraintes résiduelles avant découpe et le niveau de contraintes relâchées, on peut supposer que les contraintes relâchées en profondeur sont moins importantes que celles mesurées en surface.

Finalement les valeurs des contraintes relâchées ne sont pas complètement négligeables. Elles ne sont cependant pas de nature à inverser le signe des contraintes résiduelles ou à les faire tendre de manière significative vers des contraintes résiduelles nulles. Pour la suite de nos travaux, les gradients de contraintes résiduelles expérimentaux seront réalisés après découpe sans tenir compte de l'effet de celle-ci sur les contraintes résiduelles obtenues. Ces gradients expérimentaux seront utilisés dans la validation des modèles numériques. Lorsque le modèle numérique de prédiction des contraintes résiduelles en perçage aura atteint un niveau de maturité assez élevé, l'incertitude liée à la découpe devra être intégrée. Un travail numérique sur la découpe de l'échantillon a été réalisé mais nécessite des travaux supplémentaires pour tirer des conclusions finales [45].

## 2.7 Conclusion du chapitre

Les travaux abordés ont permis de développer de nouvelles méthodes et de mettre en évidence certaines difficultés non étudiées dans le passé. Ainsi les distances entre la surface percée et les zones de mesures de température ont été étudiées et permettront de valider les cinétiques thermiques numériques. Les diamètres des trous percés ont été mesurés avec une nouvelle méthode. L'étude détaillée sur l'analyse des contraintes résiduelles a fourni des résultats intéressants qui ont fait l'objet d'un article de conférence [46]. Elle permet de valider les méthodes utilisées pour la caractérisation des contraintes résiduelles lors des essais expérimentaux. Un travail numérique complémentaire pourrait être intéressant afin de déterminer avec exactitude les contraintes relâchées par la découpe en profondeur.



## Chapitre 3. Etude expérimentale de l'intégrité des surfaces en perçage

### 3.1 Objectifs

Les essais expérimentaux présentés ici ont pour objectif de comprendre les mécanismes physiques conduisant à l'apparition des contraintes résiduelles dans les pièces percées. Pour cela les essais vont être réalisés pour les conditions industrielles du 316L, trois modes de lubrification seront testés (lubrification interne, lubrification externe et à sec) afin d'obtenir des conditions de perçage très différentes. La présence ou non de lubrification permettra de comprendre les difficultés associées au perçage. La formation et l'évacuation du copeau, le frottement intense, le bourrage des copeaux conduisent à des phénomènes traumatisants pour le procédé et pour l'intégrité de la surface percée. Ainsi une identification des mécanismes conduisant à l'apparition de contraintes résiduelles dans les différents cas étudiés sera faite.

Les essais expérimentaux ont également pour objectif de fournir les données permettant de valider les modèles numériques. Les cinétiques thermiques relevées pendant le perçage et les gradients de contraintes résiduelles analysées sur le trou percé permettront de valider les modèles numériques présentés dans les Chapitres 4 et 5.

Les essais réalisés pour le 316L présentés en détail sont reproduits pour l'Inconel 718 et le 15-5PH. Un résumé des résultats sera présenté pour ces deux autres cas.

### 3.2 Etat de l'art

#### 3.2.1 Phénomènes physiques en perçage

##### 3.2.1.1 Phénomènes de coupe

Les phénomènes liés à la séparation de la matière au contact de l'outil jouent un rôle prépondérant dans toutes opérations d'usinage. Ils déterminent le comportement de la matière et les interactions de celle-ci avec l'outil. C'est également le cas pour le perçage mais des phénomènes complémentaires caractéristiques de ce procédé s'ajoutent : l'évacuation du copeau et l'action du listel avec la surface percée sont également très importants. Des conditions particulières comme la présence ou non de lubrification, la

proportion longueur percée-diamètre percé vont aussi influencer le comportement du perçage.

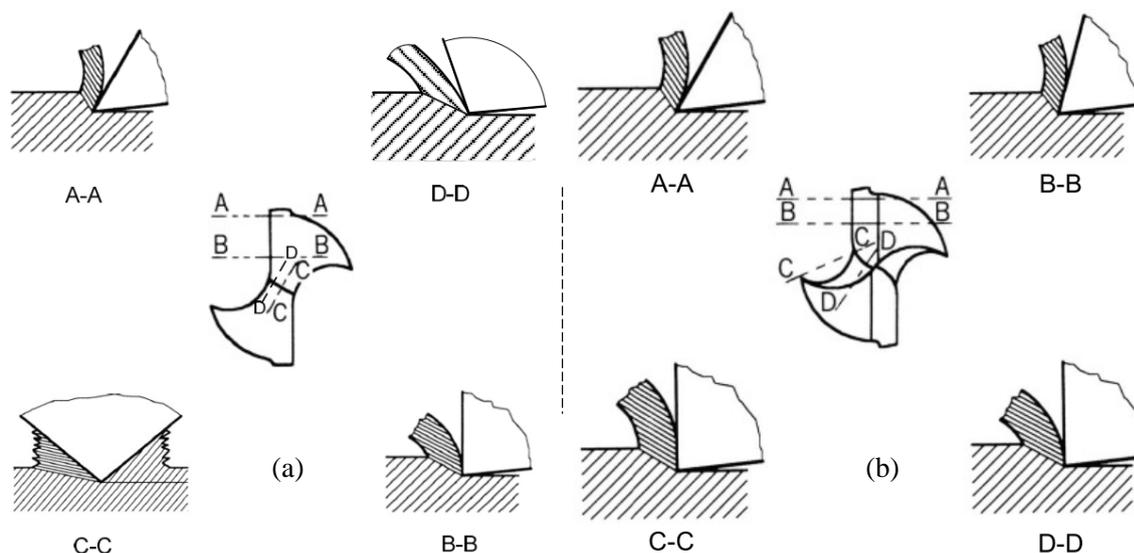


Figure 34: Mécanismes d'enlèvement de matière en perçage avec un foret conventionnel (a) et à géométrie moderne (b) (d'après Jrad [47])

Les premiers travaux s'intéressant à la séparation de la matière en usinage ont été réalisés par Merchant [48] et ont donné lieu à des modèles analytiques bien connus qui permettent d'obtenir les efforts d'usinage en fonction des conditions d'écoulement (angle de coupe, vitesse de coupe, avance...). Certains auteurs ont adapté ces méthodes au perçage en discrétisant les phénomènes se produisant le long de l'arête de coupe et en adaptant les modèles de Merchant.

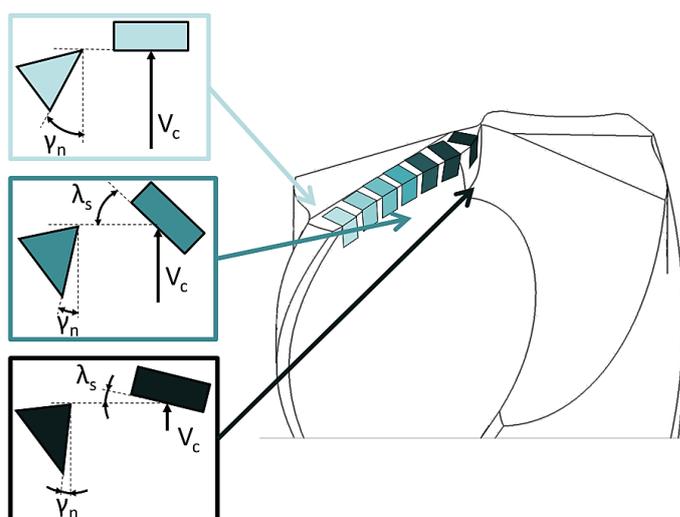


Figure 35: Caractérisation des angles le long de l'arête de coupe (d'après Naisson [49])

Ces modèles sont utilisés par Claudin [50] et par Naisson [51] [52]. Ils permettent de caractériser la contribution de chaque portion d'arête sur le couple et l'effort de poussée et donc dans le processus de coupe. Claudin avait pour objectif de supprimer la lubrification lors de perçages de structures mécanosoudées en acier bas carbone. Naisson devait quant à lui développer un système de perçage vibratoire autoentretenue afin d'augmenter la productivité et la stabilité des étapes de forage dans l'industrie. Le point commun de ces deux études est de s'intéresser principalement à l'interaction entre le foret et la matière à enlever. Blanchet [53] dans sa thèse s'intéresse également à des modèles de coupe orthogonale élémentaire pour étudier le perçage de composites Carbone/Epoxy. D'autres études font appel à des méthodes semblables et permettent à Sekulic *et al* [54] de déterminer l'effort de poussée au cours du perçage. Ke *et al* utilisent la discrétisation de l'arête de coupe pour caractériser la formation du copeau et les efforts induits pendant le perçage [55] [56]. Farid *et al* [57] présentent une étude de morphologie de copeaux en perçage de l'alliage Al-Si. Ils s'intéressent à l'influence de la vitesse de coupe et de l'avance sur le taux de compression du copeau. Ke, Ni et Stephenson [56] utilisent des méthodes similaires et expliquent que l'augmentation du couple pendant le perçage ne doit pas être imputée uniquement au frottement du copeau sur la surface percée mais qu'une composante liée à l'évolution de la géométrie du copeau en cours de perçage doit être considérée.

Cependant, il faut garder à l'esprit l'hypothèse forte que l'effort global est considéré comme étant la somme des efforts générés indépendamment par chaque zone de l'arête. D'autres éléments liés au procédé de perçage sont également à prendre en compte: l'opération de perçage est réalisée dans un milieu confiné. Le copeau n'est pas libre de ses mouvements comme c'est le cas en coupe orthogonale. De plus les lèvres de l'outil travaillent symétriquement. Les efforts radiaux globaux sont censés être nuls, pourtant les défauts de géométrie (liés à un défaut d'affûtage) ne le permettent pas toujours et entraînent des défauts géométriques sur le trou de perçage (déviation, ovalisation...). Les phénomènes se déroulant au centre du trou sont également mal définis. Souvent, un phénomène d'indentation et d'extrusion de la matière apparaît. La matière n'est pas coupée mais est repoussée sur l'arête de coupe principale.

L'interaction matière/outil présentée ci-dessus se focalise sur les efforts et le couple mis en jeu. Ces interactions entraînent des échauffements importants qui doivent être

étudiés. Les travaux présentés ci-après s'intéressent donc à la chaleur générée au cours de l'opération de perçage.

### 3.2.1.2 Chaleur générée en perçage

Cuesta *et al* [58] présentent une étude sur la proportion de chaleur transférée à la pièce dans le cas d'un perçage d'un Inconel 718. La méthode est basée sur une étude expérimentale et numérique. La température est mesurée pendant l'opération grâce à une caméra thermique. Les essais sont réalisés à différentes vitesses de coupe et d'avance, à sec et sous lubrification externe. Un modèle est établi afin de déterminer la proportion de chaleur transférée à partir du couple en perçage et de mesures de températures sur la pièce. Il est validé dans les cas lubrifiés. Il représente cependant mal les instabilités liées au perçage à sec.

Les travaux de Perrin et Bonnet présentés au paragraphe 1.3.2 permettent de conclure que la contribution des différentes zones du foret sur la chaleur générée change radicalement en fonction du matériau et des conditions de perçage. Les méthodes permettant de déterminer la contribution de chaque zone sont présentées et seront utilisées au cours du projet.

### 3.2.2 Influence des conditions de perçage sur l'intégrité des surfaces obtenues

L'influence des conditions de perçage sur l'intégrité des surfaces obtenues regroupe différents travaux permettant d'étudier les paramètres liés au procédé de perçage (les vitesses, le foret, l'usure, le mode de lubrification) sur les paramètres d'intégrité de surface après perçage (rugosité, contraintes résiduelles, modifications métallurgiques et microdureté).

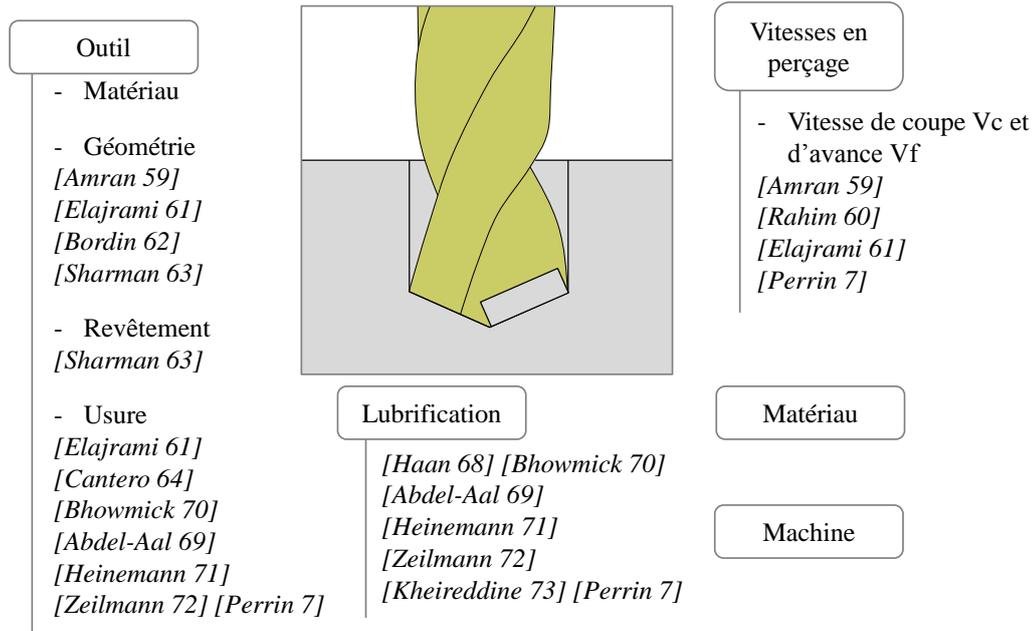


Figure 36: État de l'art du perçage fonction du paramètre d'entrée étudié

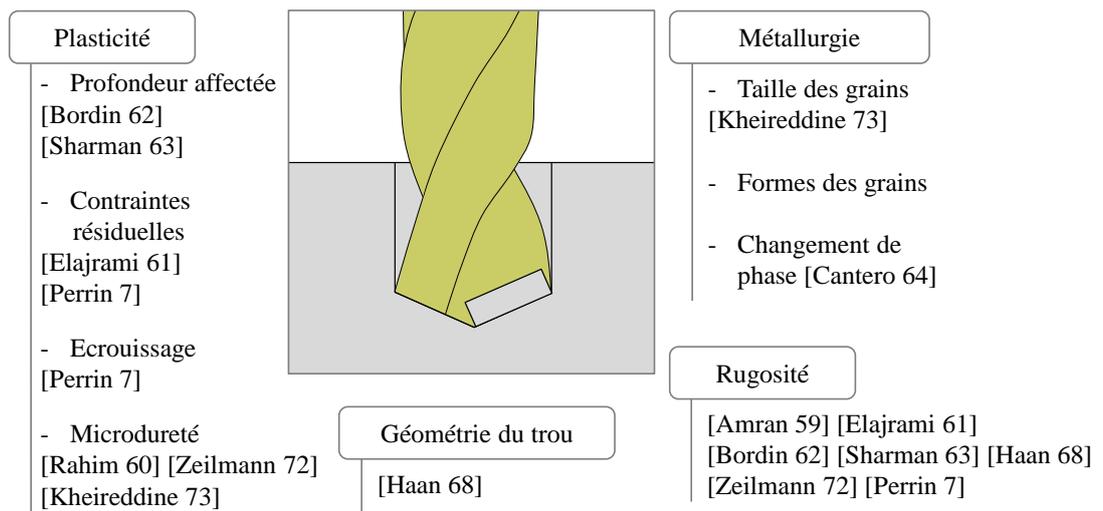


Figure 37: État de l'art du perçage fonction du critère d'intégrité étudié

### 3.2.2.1 Influence des vitesses

Différentes études se sont intéressées à l'influence des vitesses sur la rugosité des trous percés [59], [60], [61]. La vitesse de coupe est le paramètre le plus influant sur la rugosité du trou percé. L'influence de l'avance est moins significative mais celle-ci dépend de la vitesse de coupe. Lorsque la vitesse de coupe est élevée, l'avance joue un rôle plus important sur la rugosité du trou percé obtenu que dans le cas d'une faible vitesse de coupe. D'après Rahim et Sharif [60], la vitesse de coupe joue un rôle peu significatif sur la microdureté.

### 3.2.2.2 Influence du foret (géométrie, préparation d'arête, revêtement)

L'influence de la géométrie du foret (préparation d'arête, diamètre, longueur) et de l'usure sur la rugosité des trous percés est étudiée. Un petit diamètre de foret contribue à augmenter la rugosité du trou percé d'après Amran [59]. Bordin *et al* [62] étudient trois états d'affûtage différents (aiguisé, poli, grenailé). La rugosité des surfaces percées est la meilleure pour le foret poli puis grenailé et enfin pour celui aiguisé. Eljrami *et al* [61] mettent en évidence l'influence négative de la longueur de l'outil sur la rugosité obtenue (facteur 3). Ils mettent également en évidence l'effet néfaste de l'usure du foret sur la rugosité avec un facteur 3 entre un outil neuf et usé. Enfin Sharman *et al* [63] testent différentes géométries d'outil et différents revêtements. Si la variation de la géométrie des zones de coupe du foret ne joue pas un rôle significatif sur la rugosité obtenue, le revêtement est quant à lui prépondérant. Le revêtement TiN/TiAlN multicouche PVD est plus performant que le revêtement TiAlN multicouche PVD. Le cas sans revêtement est le plus critique sur la rugosité du trou percé.

L'étude de Bordin réalisée avec différentes préparations d'arête met en évidence une température mesurée différente comprise entre 50 et 70 °C (mesure à 0,1 mm du trou percé). La profondeur affectée moyenne reste cependant très proche et comprise entre 25 et 30 µm. L'étude de Sharman montre qu'un revêtement multicouche PVD TiAlN ou TiN/TiAlN produit la même profondeur affectée (avec un outil neuf). Dans le cas d'un outil usé, le revêtement TiAlN produit une profondeur affectée moindre. Cantero *et al* [64] s'intéressent à l'usure des forets en perçage du Ti6Al4V et aux conséquences sur l'intégrité de la pièce, ils mettent en avant les changements de phase du matériau et l'augmentation de la microdureté de la matière proche de la surface percée.

### 3.2.2.3 Influence du mode de lubrification

La lubrification a toujours des aspects bénéfiques sur le comportement en usinage. Pourtant les contraintes environnementales et économiques conduisent à imaginer l'usinage sans lubrification. Des études ont été réalisées [65], [66], [67]. La lubrification permet l'amélioration des conditions de contact abaissant ainsi la chaleur générée. Elle évacue la chaleur et contribue à abaisser la température dans l'outil et dans la pièce. Ainsi l'usure de l'outil est réduite et l'intégrité de la surface usinée est améliorée. En perçage, la lubrification peut également avoir des aspects bénéfiques sur l'évacuation du copeau. Certains auteurs ont porté leurs travaux sur cette thématique. Haan *et al* [68] présentent

une étude sur l'influence du liquide de coupe en perçage d'alliage d'aluminium. La conclusion principale est l'influence de la lubrification sur la qualité des surfaces en termes de rugosité, de cylindricité et de perpendicularité. Plusieurs investigations ont également été faites sur l'influence du mode de lubrification sur l'usure du foret [69] [70] [71]. Zeilmann *et al* [72] réalisent des essais de perçage dans un acier AISI P20 à sec, en MQL externe en coupe interrompue et sous émulsion en coupe continue. Ils observent qu'en perçage continu à sec, la coupe de la matière ne se fait pas par les arêtes de coupe principales mais par les listels (Figure 38). Ils supposent que ce phénomène se produit lorsque les becs sont usés et ne remplissent plus leur fonction. Le processus de coupe est alors transféré aux listels. Cela modifie la direction d'écoulement du copeau et le conduit vers le centre du trou plutôt que le long de la goujure. Le copeau se bloque dans les goujures et peut conduire à la rupture du foret. L'auteur décide donc d'étudier un perçage en coupe interrompue à sec. Il peut ainsi réaliser plus de 1000 trous à sec sans atteindre le critère d'usure.

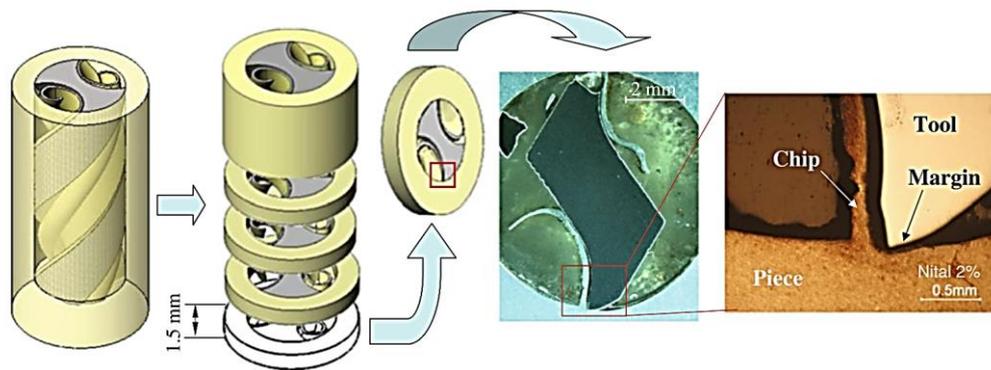


Figure 38: Analyse de l'écoulement du copeau en perçage à sec (d'après Zeilmann [72])

Ils observent l'usure de l'outil, la rugosité de la surface obtenue, la déformation plastique en sous-surface et la micro dureté. La rugosité sous émulsion est supérieure à celle en MQL car l'émulsion conserve la géométrie de l'outil plus longtemps (la phase de rodage de l'outil a lieu plus rapidement en MQL et à sec) et l'émulsion refroidit la pièce percée et maintient la rigidité de la matière. Ils expliquent donc que la géométrie de l'outil évolue au fil des trous percés et tend à augmenter la chaleur générée et ainsi les déformations plastiques de la surface percée. Ce phénomène est accentué lors du perçage à sec à cause de la sévérité du procédé. La déformation plastique moyenne obtenue en émulsion est supérieure à celle en MQL au fond du trou. Ceci s'explique : sous émulsion le perçage est continu tandis qu'en MQL le perçage est interrompu et permet à la zone de

coupe de recevoir du lubrifiant donc d'abaisser la température dans la zone et d'améliorer les conditions de contact pour la suite du perçage.

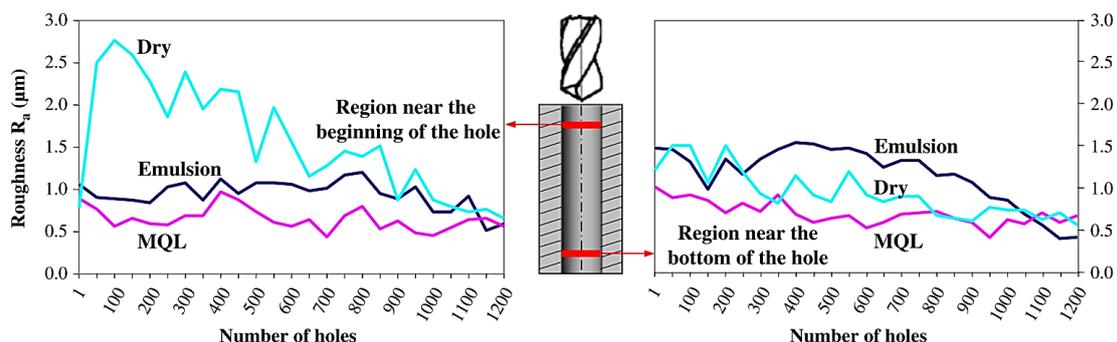


Figure 39: Influence du mode de lubrification sur la rugosité (d'après Zeilmann [72])

Ils obtiennent des profondeurs affectées différentes et des microduretés semblables entre les différents modes de lubrification (à sec, MQL, lubrification interne).

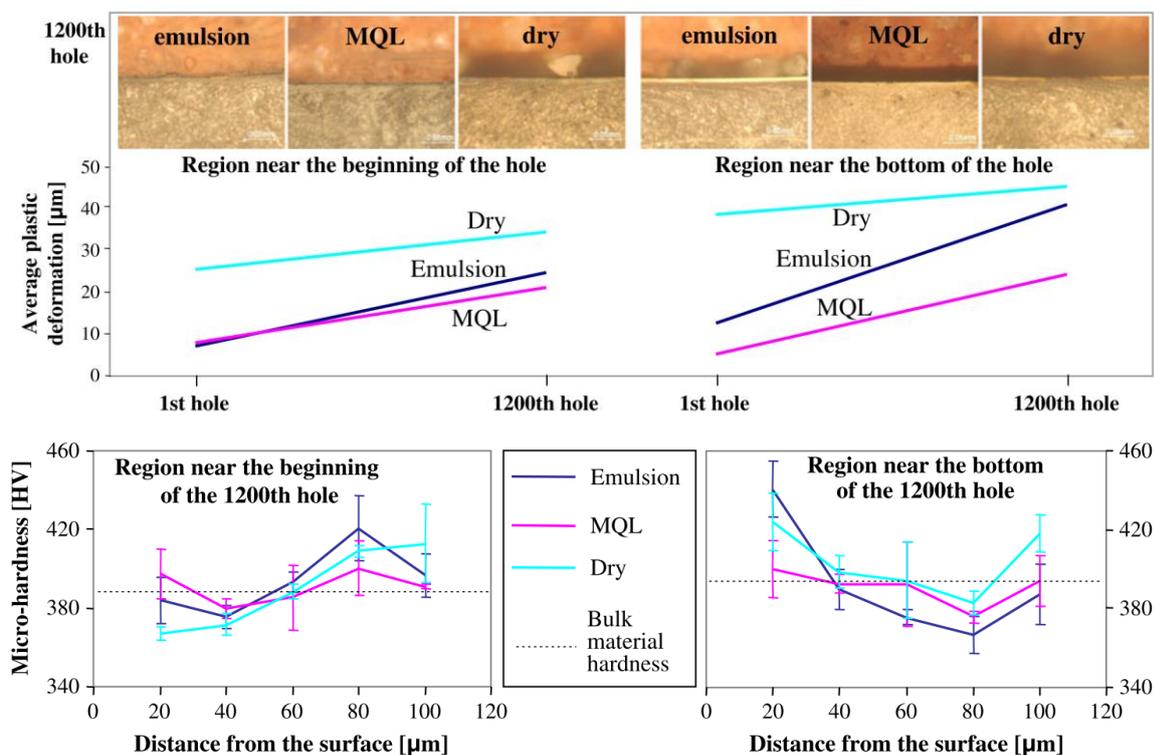


Figure 40: Déformation plastique moyenne et micro dureté observées en fonction du mode de lubrification (d'après Zeilmann et al [72])

Kheireddine *et al* [73] s'intéressent à l'utilisation de la cryogénie lors du perçage de l'alliage de magnésium AZ31B. Ils réalisent une étude expérimentale et numérique sur les efforts de poussée et le couple. Le résultat principal concernant l'utilisation de la cryogénie par rapport à un perçage à sec est l'apparition en sous-surface de plus petits

grains lors de la recristallisation qu'en perçage à sec et sur une profondeur plus importante. Ils mettent ensuite en évidence qu'avec la cryogénie, la microdureté résultante est un peu plus élevée qu'en perçage à sec. Un petit gain sur le couple et l'effort de poussée est obtenu avec la cryogénie.

### 3.2.2.4 Aparté sur les contraintes résiduelles en perçage

Concernant le perçage, peu de travaux sur les contraintes résiduelles existent. Elajrami *et al* [8] présentent une étude expérimentale sur l'influence de la méthode d'obtention de trous (perçage traditionnel, perçage avec trou pilote, jet d'eau, poinçonnage) sur la tenue en fatigue du rivetage dans l'alliage d'aluminium 2024-T3. Le rôle des contraintes résiduelles est observé. Des analyses par DRX sont effectuées autour du trou sur les faces d'entrée et de sortie. Les conclusions issues de cette étude sont que l'intégrité de surface du trou percé a un rôle significatif sur la tenue en fatigue de l'échantillon. Les contraintes résiduelles de compression associées à une bonne rugosité permettent d'augmenter la limite à la fatigue des échantillons.

Géraldine Perrin [7] a réalisé une étude métallurgique, mécanique et thermique de l'intégrité des surfaces en perçage de l'Inconel 718. Elle s'intéresse aux contraintes résiduelles dans différents cas de perçage caractérisés par des sévérités différentes (fonction des conditions de perçage employées).

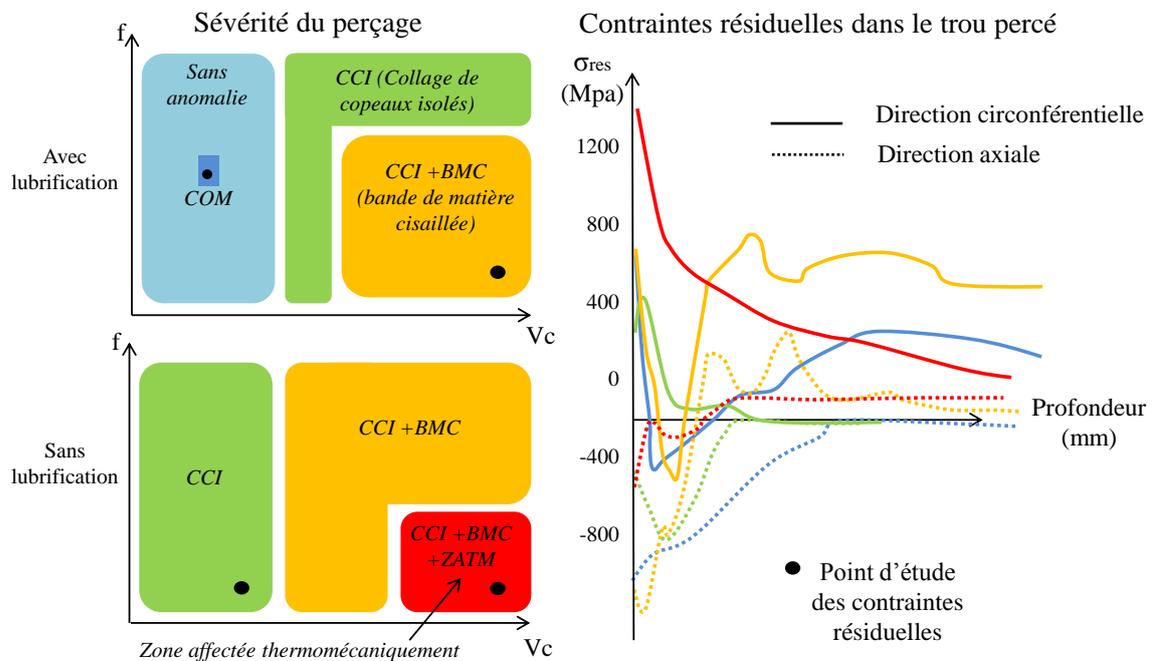


Figure 41: Représentation schématique des résultats issus de la thèse de Perrin [7]

Les contraintes résiduelles axiales sont plutôt de compression tandis que les contraintes résiduelles circonférentielles sont plutôt de traction. La coupure de la lubrification entre le cas CCI+BMC et CCI+BMC+ZATM est très néfaste sur les contraintes résiduelles puisqu'elles passent de 800 MPa à 1500 MPa dans la direction circonférentielle et de -900 MPa à -300 MPa dans la direction axiale. Il est difficile de comparer les autres cas puisque deux ou trois paramètres changent en même temps. Ces résultats fournissent néanmoins des informations riches sur la génération des contraintes résiduelles lors du perçage de l'Inconel 718.

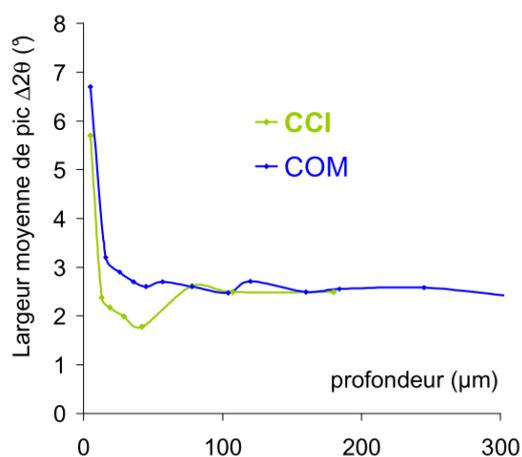


Figure 42: Largeur de pic de diffraction des contraintes résiduelles (d'après Perrin [7])

La largeur des pics de diffraction peut être reliée à différents paramètres microstructuraux: taille des cristaux, désorientations des cristaux, déformation du réseau cristallin (microcontraintes), densité de distribution des dislocations, précipitation, multiphasage. Vincent Ji [74] en 2003 s'intéresse à la distinction des phénomènes conduisant à l'élargissement des pics de diffraction. Des modèles existent mais l'identification reste délicate. Il choisit donc de limiter l'interprétation de la largeur de raie à la quantification de l'écrouissage macroscopique du matériau; c'est-à-dire lorsque celui-ci a été déformé mécaniquement (usinage par exemple) ou qu'il a subi des transformations microstructurales (traitements thermiques par exemple). Dans ce cas il évolue de manière similaire à la microdureté. Song [75] utilise la largeur intégrale lors de sa thèse en 2010 pour caractériser l'évolution de l'écrouissage lors de choc-laser sur des alliages d'aluminium. Pour Perrin [7], les largeurs rendent compte de la déformation plastique (écrouissage). Elles présentent l'avantage d'avoir une meilleure sensibilité que la microdureté. Pour le perçage, elles indiquent un écrouissage important en surface du trou percé qui décroît jusqu'à la valeur d'écrouissage du matériau de base en profondeur.

Les deux cas présentés en Figure 42 semblent indiquer un adoucissement (de 50  $\mu\text{m}$  à 80  $\mu\text{m}$ ) induit par un effet thermique plus important pour le cas CCI que le cas COM. Cette analyse correspond clairement à la valeur ajoutée que peut fournir l'analyse des largeurs de pics de diffraction. Elle s'avère néanmoins souvent délicate.

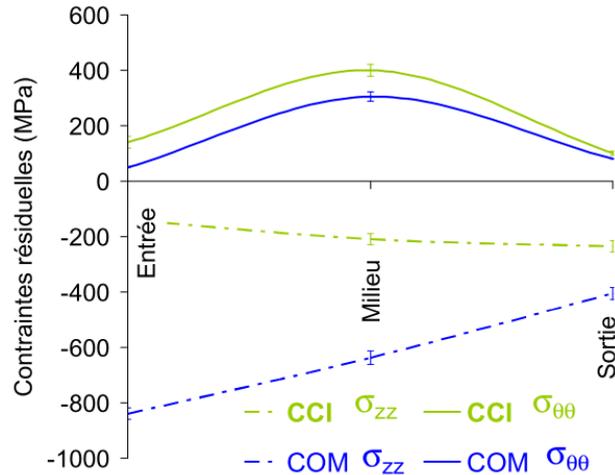


Figure 43: Évolution des contraintes résiduelles de surface en fonction de la position dans le trou (d'après Perrin [7])

La Figure 43 représente l'évolution des contraintes résiduelles en surface en fonction de la position dans le trou percé. La contrainte dans la direction circonférentielle est maximale au centre du trou et l'évolution est semblable pour les cas CCI et COM. La contrainte axiale est peu influencée par la position dans le trou percé pour le cas CCI mais elle est la plus perturbée pour le cas COM. Ceci peut s'expliquer par l'utilisation de la lubrification externe qui a des difficultés à atteindre le fond du trou et qui présente un perçage avec des contraintes thermomécaniques très différentes entre l'entrée et la sortie du trou. Il est cependant difficile d'expliquer pourquoi le phénomène n'a pas d'influence sur la contrainte circonférentielle.

### 3.2.3 Résumé de l'état de l'art

Le projet ayant pour objectif de caractériser les contraintes résiduelles d'une pièce percée en fonction des paramètres du procédé de perçage, cet état de l'art s'est d'abord focalisé sur le déroulement d'une opération de perçage. Certaines zones du foret ont des apports thermiques et mécaniques plus importants sur la surface du trou percé. C'est le cas des arêtes de coupe principales et des listels. L'âme du foret contribue principalement à l'effort de poussée et la puissance dissipée associée est négligeable par rapport à celle dissipée par le couple de perçage générée sur les arêtes de coupe. Dans certains cas, les

listels ont également une contribution significative. Directement en contact avec la surface du trou percé, leur rôle doit être identifié.

Dans la deuxième partie de l'état de l'art, l'influence des conditions de perçage sur l'intégrité de surface est étudiée. Les vitesses et la géométrie du foret ne semblent pas jouer un rôle très significatif sur les profondeurs affectées par le perçage. Le mode de lubrification est quant à lui de premier ordre sur la rugosité et la profondeur affectée par le procédé. En présence de lubrification, la chaleur est moindre, la profondeur affectée par le procédé est ainsi réduite. A sec, le perçage se déroule dans des conditions critiques, les difficultés d'évacuation du copeau, les conditions de contact difficiles, le resserrement de la matière autour du foret conduisent à un échauffement intense qui altère significativement l'intégrité du trou percé.

Après avoir étudié le comportement d'une opération de perçage et l'influence des paramètres du procédé sur l'intégrité obtenue, un point dédié aux contraintes résiduelles en perçage est effectué. Les mécanismes conduisant à la génération de contraintes résiduelles ont été évoqués dans le paragraphe 1.2.1.

Des travaux sur les contraintes résiduelles en perçage sont présentés ici. Les travaux de Perrin permettent de comprendre l'influence du procédé sur les contraintes résiduelles obtenues. Dans des conditions optimales de perçage, les contraintes résiduelles circonférentielles sont de traction et les contraintes résiduelles axiales sont de compression. Plus le perçage devient critique et plus les contraintes résiduelles augmentent. Les contraintes résiduelles circonférentielles sont toujours supérieures à celles axiales.

Finalement chaque cas d'étude est différent et il semble délicat de donner des tendances sur les contraintes résiduelles a priori sans avoir réalisé une étude précise de celles-ci. La modélisation numérique prend alors tout son sens afin d'éviter la répétition d'essais expérimentaux.

### 3.3 Présentation des conditions de perçage étudiées

L'étude est réalisée sur l'acier inoxydable austénitique 316L. Le perçage est réalisé sur un échantillon de 60 mm de diamètre avec un foret Kennametal de 12 mm de diamètre B051A12000CPG. Le perçage est débouchant. La longueur percée est 36 mm. Les vitesses de coupe et l'avance utilisées sont 60 m/min et 0,15 mm/tr.

Trois conditions de lubrification sont étudiées, à sec, sous lubrification externe avec émulsion et sous lubrification interne avec émulsion (8 %). Les essais sont répétés trois fois afin de garantir la répétabilité. Trois forets sont utilisés, un pour la condition à sec, un pour la lubrification externe et un pour la lubrification interne. Pour faciliter la lecture, certaines informations sont regroupées grâce à une moyenne des trois valeurs obtenues.

### 3.4 Etude des indicateurs relevés pendant les essais

#### 3.4.1 Effort de poussée et couple

L'effort de poussée et le couple mesurés révèlent que le perçage à sec est réalisé beaucoup plus difficilement que dans les cas lubrifiés. Les signaux effort de poussée et couple continuent d'augmenter après la phase d'entrée de la pointe du foret et deviennent ensuite constants en moyenne avec de grosses perturbations liées à des difficultés d'évacuation des copeaux (Figure 44).

L'étude de l'effort de poussée et du couple permet de déterminer la contribution de chaque zone du foret au cours de l'opération de perçage. La première phase (de A à B) est la phase de pénétration des arêtes de coupe jusqu'à l'entrée des becs. Elle est suivie de la phase d'entrée des listels (de B à C) qui n'est pas forcément identifiable sur les signaux. Il vient ensuite une phase d'enlèvement constant de matière (de C à D ou de B à D). Les signaux révèlent les difficultés d'évacuation des copeaux associées au mode de lubrification. La dernière phase (de D à E) est la sortie des arêtes de coupe et se produit à partir de la sortie de la pointe. Enfin l'opération de perçage se termine avec la sortie des listels mais cette phase n'est pas forcément identifiable.

Lors de la phase de pénétration du cône, un pic est observable sur l'effort de poussée en lubrification externe et à sec qui n'est pas présent en lubrification interne (Figure 45). Il peut s'expliquer par les difficultés de l'âme du foret à couper la matière. L'augmentation de l'effort est linéaire jusqu'à ce que les arêtes de coupe soient assez engagées. Le processus de coupe se met alors en place et l'évacuation du copeau a lieu correctement. La matière coupée sur la partie extérieure de l'arête entraîne la matière refoulée par le centre du foret et l'effort de poussée chute brutalement. Il continue ensuite d'augmenter au fur et à mesure que les arêtes de coupe pénètrent dans la matière. La lubrification interne joue un rôle important dans ce processus. Le changement de statut lors de la coupe est encore identifiable mais le pic n'apparaît pas. Ceci s'explique par la

mise en pression de la lubrification interne qui est bénéfique aux phénomènes d'indentation se produisant au centre du foret.

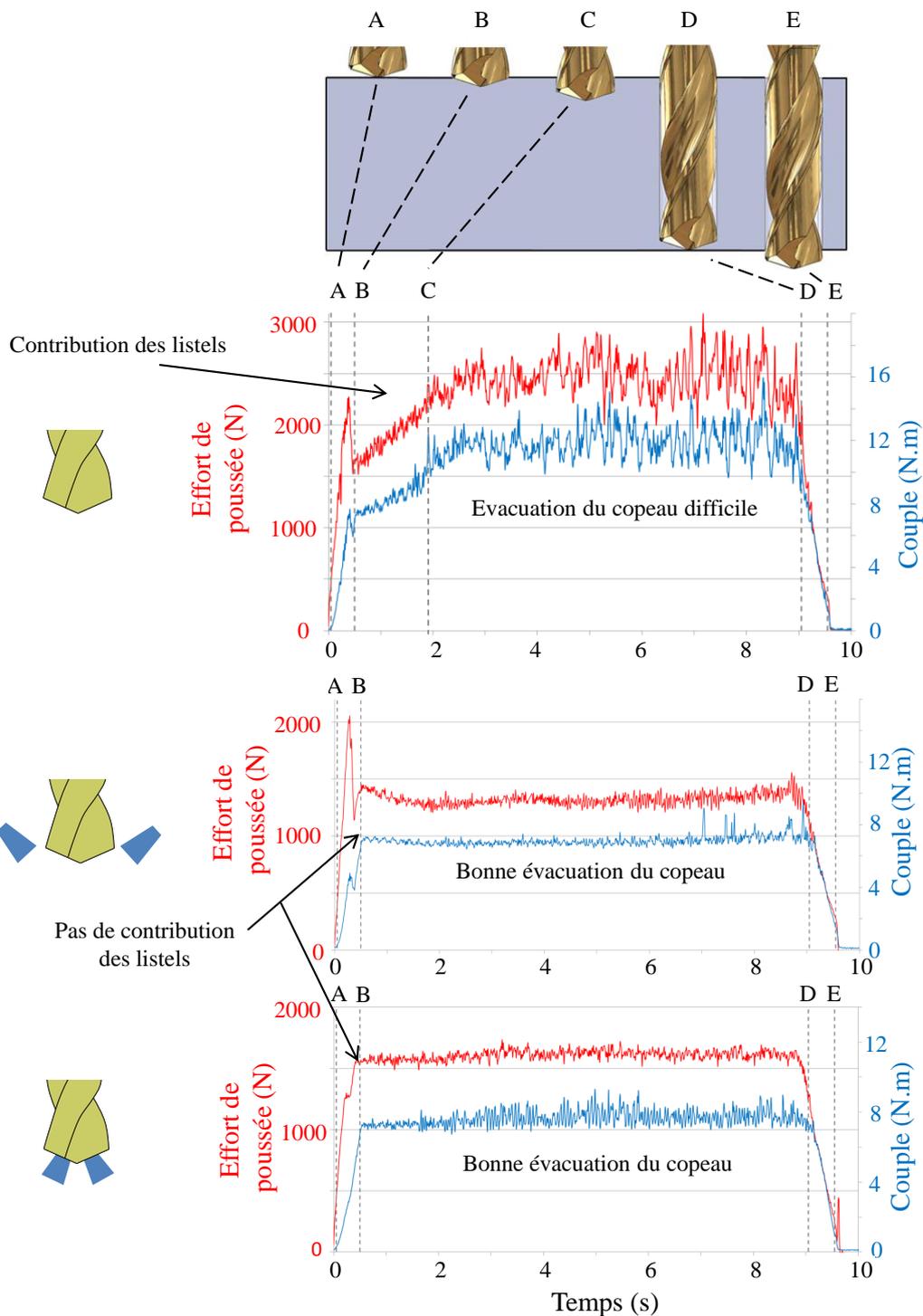


Figure 44: Courbes d'effort de poussée et de couple obtenues dans les trois conditions de lubrification

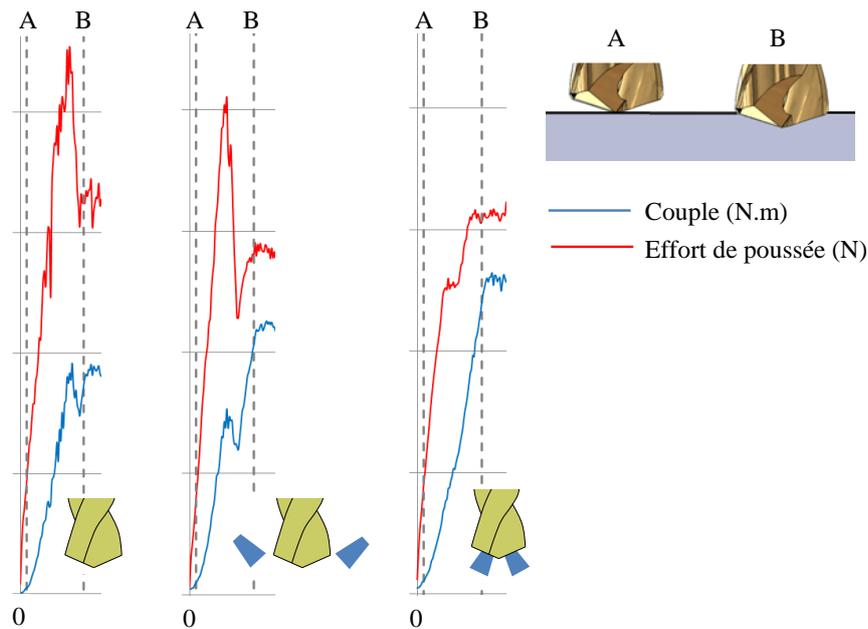


Figure 45: Présentation des pics d'effort de poussée et de couple en fonction du mode de lubrification

La seconde phase correspond à l'entrée des listels. Elle n'est pas toujours identifiable comme l'a montré Bonnet au cours de sa thèse [9]. Elle l'est si, après l'entrée des becs de l'outil dans la matière, l'effort de poussée et le couple continuent d'augmenter. Ceci se produit si la dilatation de la matière contribue au resserrement de celle-ci sur les listels. Dans notre étude ce phénomène est identifiable dans le cas à sec uniquement. Dans les cas lubrifiés, l'évacuation de la chaleur est suffisante pour éviter une dilatation importante de la matière.

La phase suivante est très perturbée dans le cas à sec. L'échauffement intense crée un copeau collant donc difficile à évacuer. Les cas lubrifiés évitent ce phénomène même si dans le cas en lubrification externe, la légère évolution du signal en cours de perçage est révélatrice de la difficulté pour le fluide d'atteindre le fond du trou. Le niveau supérieur de l'effort de poussée en lubrification interne par rapport à la lubrification externe s'explique par la pression induite par la lubrification sur l'outil. Lors des essais de perçage, la lubrification interne est activée, une mise à zéro des signaux est effectuée et le perçage est lancé. Pendant le perçage, le fluide est projeté au fond du trou et il ressort par le haut du trou. Il contribue donc à augmenter l'effort subi par le foret dont la majeure partie vient de l'interaction avec la matière percée.

### 3.4.2 Températures

Les positions des thermocouples étudiées sont rappelées en Figure 46 et les températures obtenues pendant les essais de perçage sont présentées sur le graphe Figure 47. Les températures obtenues pour les trois modes de lubrification sont présentées à la même échelle. L'influence significative du mode de lubrification sur la chaleur transmise à la pièce percée est ainsi mise en évidence.

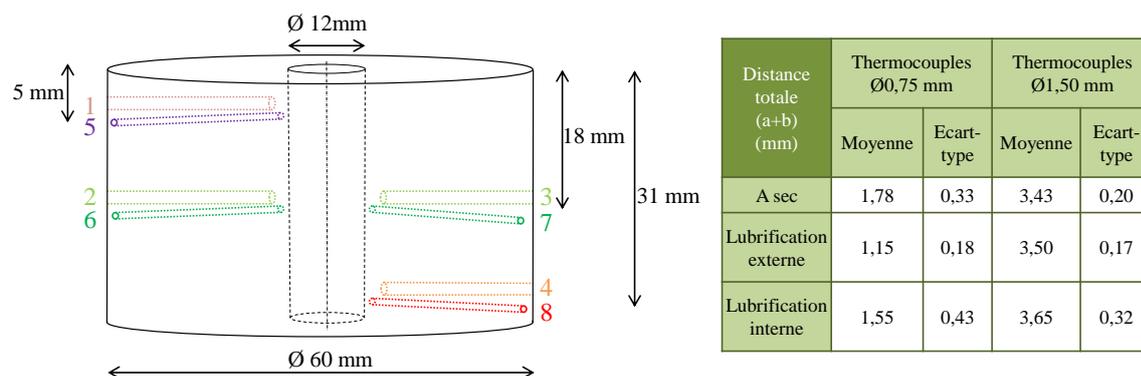


Figure 46: Position des thermocouples étudiés

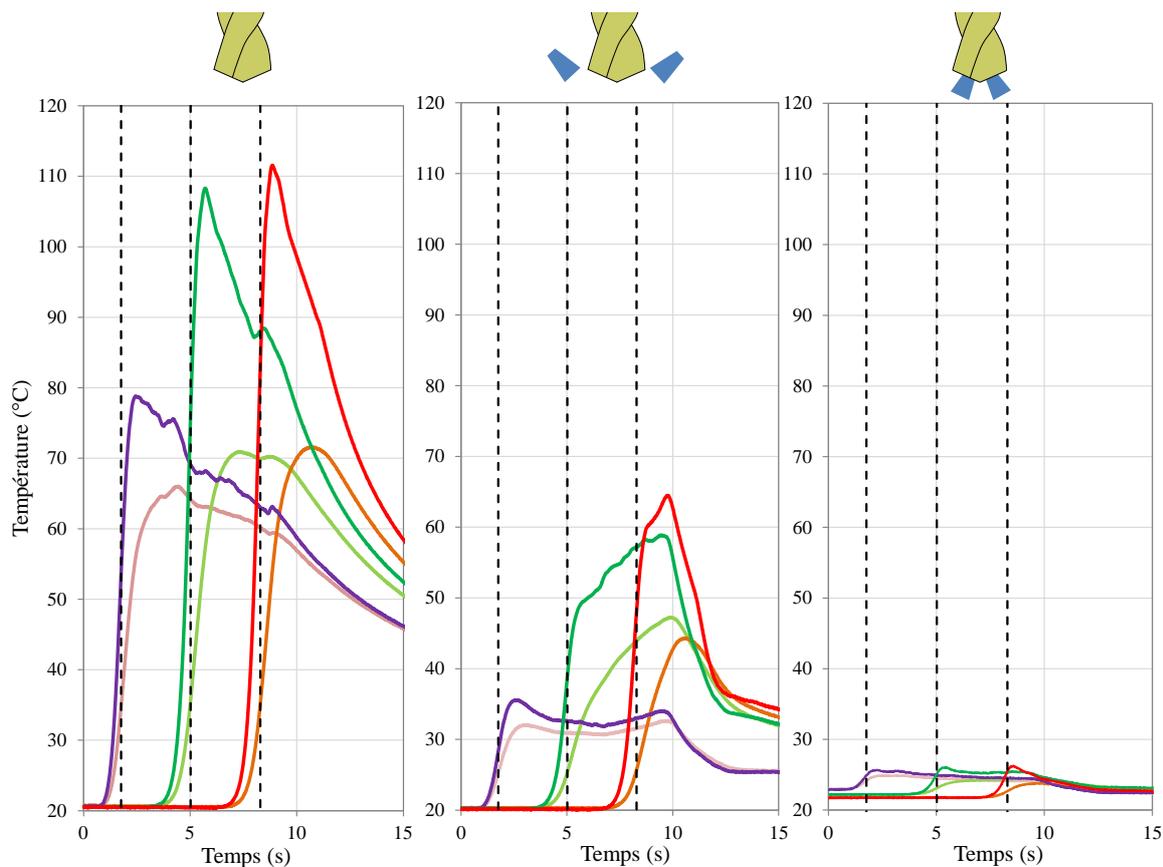


Figure 47: Graphe des températures mesurées lors des essais 316L

Les mêmes résultats présentés à différentes échelles en Figure 48 montrent des différences significatives sur les températures obtenues pour les deux types de thermocouple. Le thermocouple le plus petit et le plus proche de la surface percée révèle des niveaux supérieurs de température surtout à sec. La différence met en évidence l'intérêt de bien identifier la distance exacte entre la surface percée et la zone de mesure. La zone d'intérêt principale se situe à mi-hauteur, l'analyse des contraintes résiduelles est faite à cet endroit. Cependant les essais expérimentaux montrent l'évolution de la température maximale au cours du perçage. Dans les cas à sec et en lubrification externe, la température augmente du début à la fin du perçage, l'écart est cependant moins grand entre le milieu et la fin du trou que l'écart entre le début et le milieu, le procédé est en cours de stabilisation. Ce phénomène n'est pas présent avec la lubrification interne qui permet une stabilité thermique du procédé du début à la fin du perçage. Dans les cas à sec et en lubrification externe, tenir compte de la longueur percée est nécessaire. A sec, l'évacuation des copeaux chauds issus du perçage du fond du trou est visible sur les températures mesurées en position 1-2-3 et 5-6-7. Le refroidissement des températures relevées sur le haut de l'échantillon est clairement perturbé. Ayant pour objectif de caractériser l'intégrité de la surface percée, la chaleur générée au plus près de la surface percée est la plus importante. La chaleur générée dans la zone de cisaillement primaire et tertiaire proche de l'âme de l'outil et dans la zone de cisaillement secondaire sera principalement évacuée par le copeau. Finalement la chaleur générée dans la zone de cisaillement primaire et tertiaire au plus près de la surface percée ainsi que celle générée au contact listels/surface percée seront prépondérantes pour notre analyse de l'intégrité de surface.

Les températures présentées sont obtenues en faisant la moyenne des températures obtenues à la même position pour les trois essais réalisés. Les résultats pour les deux thermocouples du milieu de l'échantillon en vis-à-vis sont regroupés dans la même moyenne.

Le rôle primordial de la lubrification est mis en avant. A sec, la température maximale obtenue est de 110 °C. En lubrification externe, elle est de 65 °C et en lubrification interne, l'échauffement de la pièce est très faible et la température s'élève seulement de 5 °C au maximum. Les trois modes de lubrification provoquent donc des échauffements très différents. La lubrification permet de réduire significativement les zones de frottement et donc l'échauffement pendant le perçage. Elle contribue également

à l'évacuation de la chaleur générée pendant le perçage ce qui réduit encore la chaleur transmise à la pièce. La différence entre la lubrification externe et interne se situe dans la zone d'action et dans l'intensité : en lubrification interne, le fluide est contraint de se rendre au plus proche des zones de coupe et de frottement. En lubrification externe, le fluide rencontre des difficultés pour atteindre les zones de génération de chaleur et le fond du trou. L'échauffement de la pièce percée est donc supérieur.

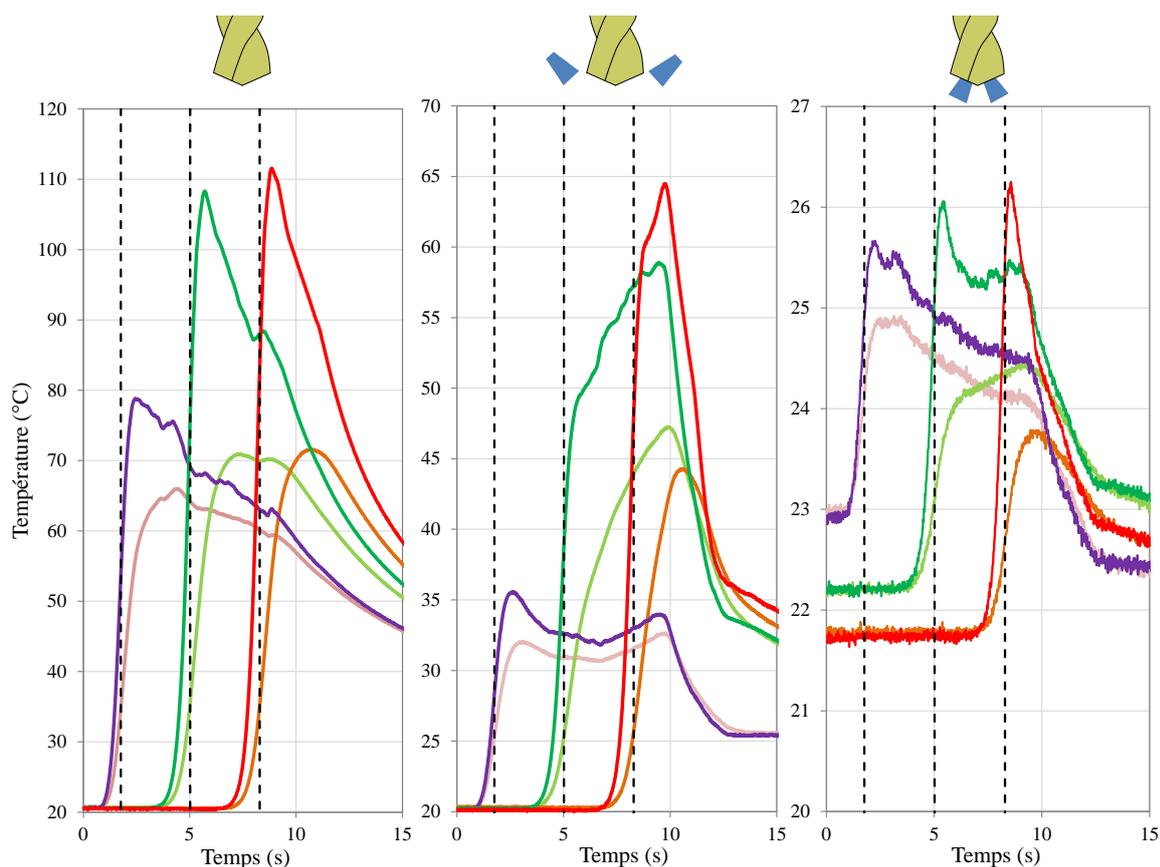


Figure 48: Graphe des températures mesurées lors des essais dans le 316L

### 3.4.3 Copeaux

La couleur (rouge et bleu) des copeaux obtenus à sec témoigne d'un échauffement très intense de la matière percée (Figure 49). En lubrification interne et externe, la couleur des copeaux correspond bien aux informations révélées par les signaux étudiés (faible échauffement, pas de difficultés pendant le perçage).

Les formes très différentes des copeaux obtenus à sec sont révélatrices du caractère instable de l'opération de perçage.

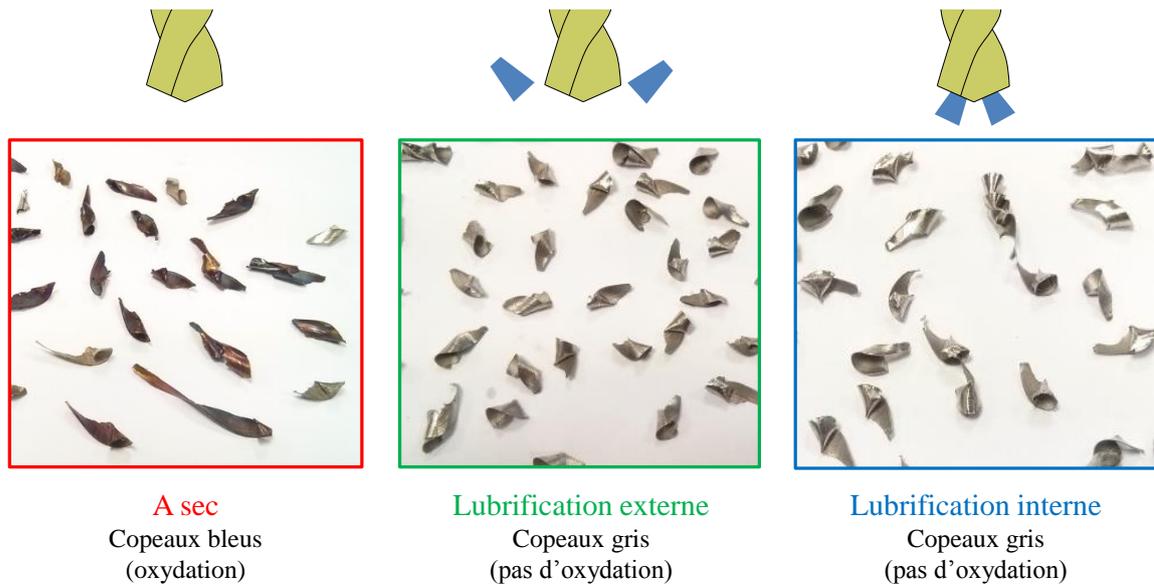


Figure 49: Copeaux obtenus en perçage dans les trois conditions de lubrification

### 3.4.4 Géométrie du trou percé

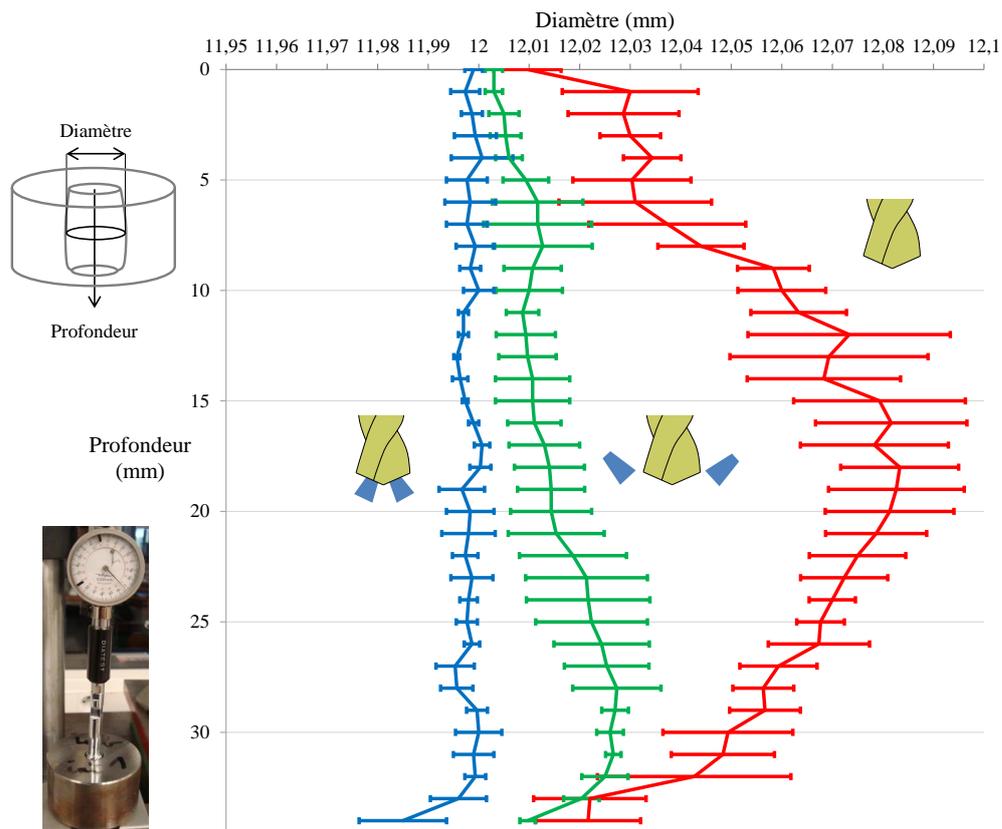


Figure 50: Diamètres mesurés en fonction de la profondeur pour les neuf échantillons percés

Une mesure du diamètre est faite pour chaque échantillon percé et suivant la profondeur percée tous les millimètres. Les moyennes et les écart-types des mesures pour les trois essais à sec, trois en lubrification externe et trois en lubrification interne sont présentés sur le graphe Figure 50.

Le cas en lubrification interne met en évidence une très bonne stabilité avec un diamètre de trou percé très proche de la côte nominale et un écart-type très faible tout au long du trou percé. La diminution du trou à la sortie s'explique par la présence de bavures.

Le cas en lubrification externe est révélateur d'une difficulté d'évacuation de la chaleur qui provoque une augmentation progressive de la dilatation de la matière. La matière en se dilatant vient être coupée et retirée, en refroidissant la matière se rétracte et le diamètre obtenu à cet endroit est plus grand.

L'échauffement plus intense à sec provoque un phénomène similaire mais beaucoup plus rapide et plus important puisqu'au milieu du trou percé l'écart sur le diamètre du trou est proche du dixième de millimètres. Il est par contre difficile d'expliquer pourquoi le diamètre obtenu décroît à partir du milieu du trou percé. L'échauffement continue de croître comme le montre les températures mesurées au milieu et en fin de trou. En conservant le principe de dilatation présentée précédemment, le trou obtenu devrait continuer de grandir. Ce phénomène peut éventuellement s'expliquer par un niveau de température qui entraîne une dilatation plastique. Plus l'échauffement augmente à partir du milieu du trou, plus la limite d'élasticité s'abaisse et la matière plastifie réduisant ainsi le retour élastique de la matière. Ceci peut expliquer la décroissance du diamètre du trou sur la deuxième moitié dans la condition à sec.

La déviation du foret pendant les essais a été mesurée avec une machine à mesurer tridimensionnelle et un modèle élastique a permis de déterminer l'effort radial induit par la déviation du foret sur la surface percée (Figure 51). La réduction de la lubrification augmente la déviation et l'effort radial induit. La déviation est liée au défaut géométrique du foret qui ne permet pas la compensation théorique des efforts radiaux telle qu'elle a été présentée en Figure 8. Ce défaut est amplifié par les difficultés rencontrées pendant le perçage. Ceci explique la hausse de la déviation avec la diminution de la lubrification.

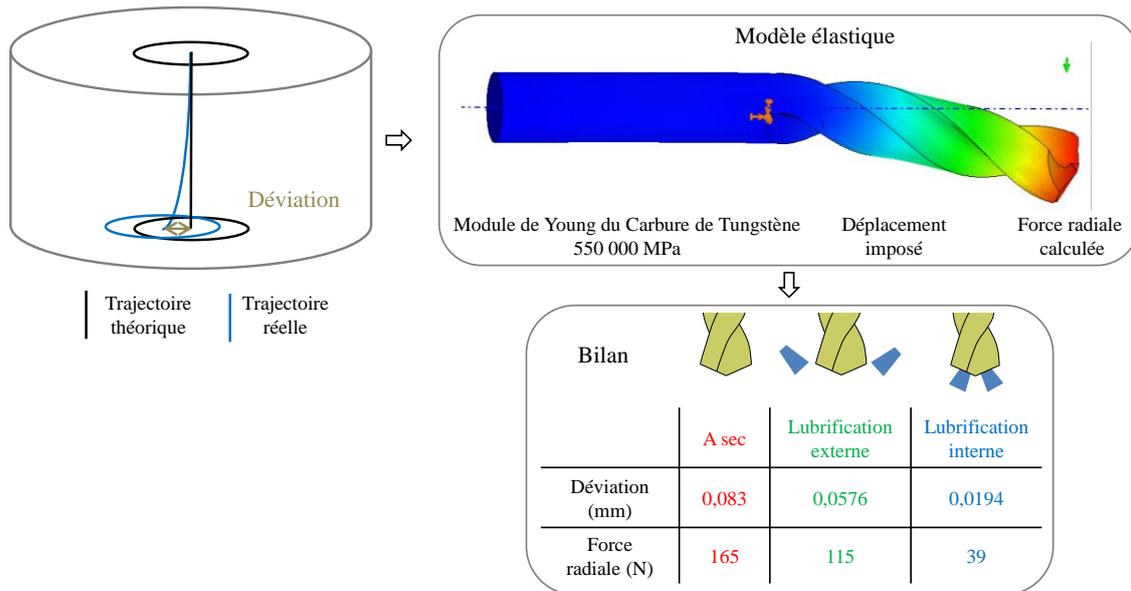


Figure 51: Mesure de la déviation et calcul de l'effort radial induit sur la surface percée

Les valeurs des efforts radiaux calculées paraissent faibles au premier abord vis-à-vis de l'effort de poussée (1500-2000 N) ou du couple (8-12 N.m) mis en jeu pendant le perçage. Cependant l'effort de poussée est principalement induit par l'âme du foret. La partie de l'effort de poussée agissant sur la surface percée est donc beaucoup plus faible mais difficilement identifiable. Ces valeurs peuvent alors être comparées à la valeur de la contribution des listels sur l'effort de poussée dans le cas à sec (500 N). Les efforts radiaux compris entre 39 et 165 N semblent donc secondaires vis-à-vis des phénomènes de coupe et de resserrement de la matière autour des listels. Mais cet effort radial lié à la déviation induit un frottement supplémentaire. Ce frottement peut conduire à une génération de chaleur supplémentaire qui peut avoir un rôle sur les contraintes résiduelles générées dans la pièce percée.

### 3.4.5 Zones de frottement

Les zones de frottement sont difficilement identifiables. Lors des essais, les forets ont été peints en rouge pour identifier les zones où la peinture a disparu. La peinture s'enlève par plaques et il est difficile d'identifier les zones qui frottent de manière intense des zones de frottement secondaires. Différents dépôts ont été testés (peinture, marker...) sans donner plus de résultats.

Malgré ces difficultés, quelques informations ont pu être relevées en observant les zones où le revêtement n'est plus visible (arrachement du revêtement et collage). Une zone de frottement au niveau du listel est définie par sa hauteur et sa largeur.

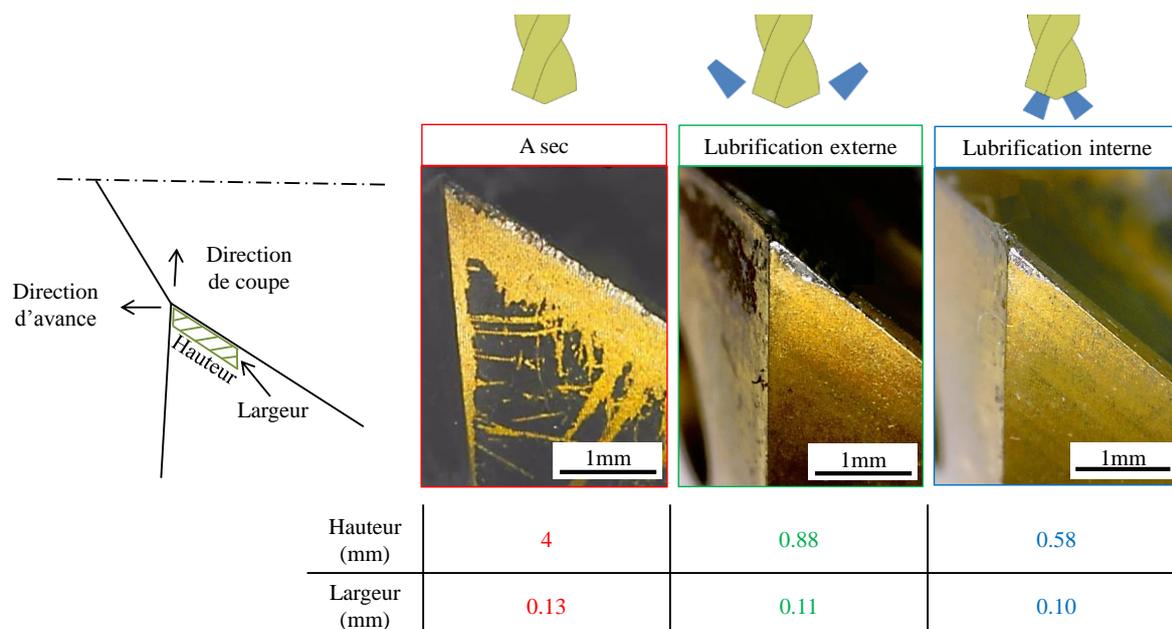


Figure 52: Identification des zones de frottement

Lors du perçage, l'échauffement intense provoque une dilatation de la matière et un resserrement de cette dernière autour du foret. La zone de contact va évoluer en fonction du retour élastique de la matière induit par la dilatation thermique (Figure 53) et de la géométrie du foret.

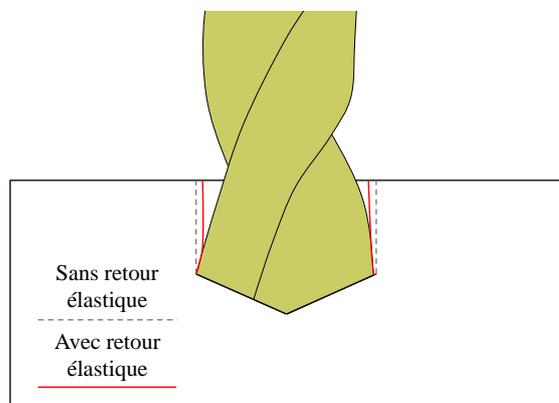


Figure 53: Retour élastique de la matière en perçage

En observant les largeurs et hauteurs obtenues dans les trois conditions de lubrification, il est mis en évidence que la hauteur de contact est très dépendante du mode de lubrification tandis que la largeur de contact est peu impactée. Une analyse de la géométrie du foret est effectuée afin d'en expliquer les raisons. La particularité du foret Kennametal est de ne pas disposer de listels ayant une largeur définie comme c'est le cas pour les forets standards. La face de première dépouille est directement reliée à la zone de

dépouille au diamètre sans détalonnage (Figure 54). La largeur de contact qui n'évolue peu n'est donc pas imputable à la largeur des listels.

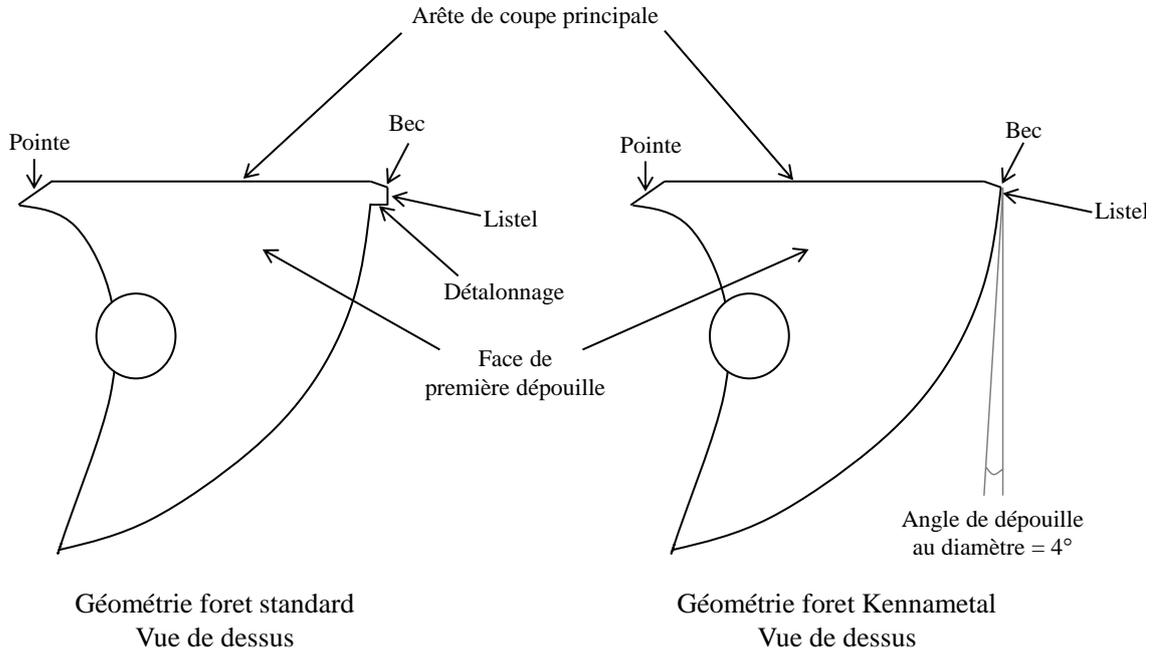


Figure 54: Différence de listels pour un foret standard et le foret Kennametal étudié

Le foret Kennametal dispose cependant d'un angle de dépouille au diamètre de  $4^\circ$  qui va avoir une influence sur la largeur de contact.

Les forets disposent d'une conicité arrière (Figure 55), elle permet de limiter le contact entre les listels et la matière percée.

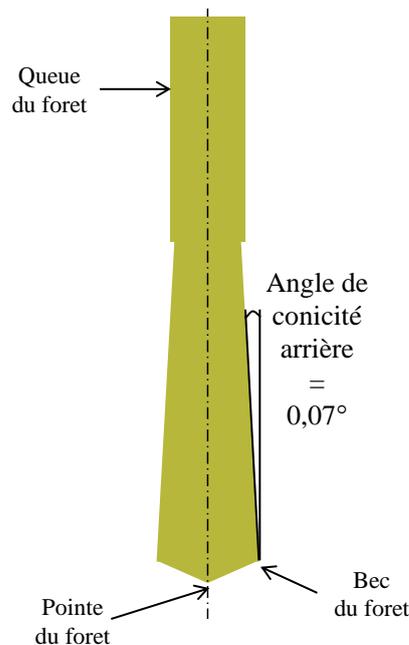


Figure 55: Angle de conicité arrière d'un foret (représentation de l'enveloppe du foret)

L'angle de conicité arrière du foret a une influence sur la hauteur de contact. Il est de  $0,07^\circ$  pour le foret Kennametal. Il est calculé à partir des valeurs de diamètres mesurés à 0,5 mm et à 5 mm des becs de l'outil.

Pour conclure, le retour élastique de la matière sur le foret qui varie avec le mode de lubrification a une influence significative sur la hauteur de contact à cause du faible angle de conicité arrière ( $0,07^\circ$ ) et a un rôle moindre sur la largeur de contact à cause de l'angle important de dépouille au diamètre (de  $4^\circ$ ).

### 3.4.6 Discussions

Les valeurs obtenues pour l'effort radial induit par la déviation ne semblent pas significatives par rapport à l'effort de poussée et au couple mesuré mais ces efforts sont directement appliqués sur la surface percée. En identifiant la surface de contact et la répartition du chargement sur celle-ci, les contraintes correspondantes pourraient être déterminées. Les zones de frottement confirment l'interaction entre les listels et la surface percée identifiée grâce au couple de perçage.

## 3.5 Etude de l'intégrité de surface obtenue

### 3.5.1 Contraintes résiduelles

Lors des essais, les échantillons sont percés puis découpés avant l'analyse des contraintes résiduelles par diffraction de rayons X. Un gradient de contraintes résiduelles doit être réalisé afin de connaître la contrainte en surface et les contraintes en profondeur. Pour cela des couches successives sont retirées avant chaque analyse par un polissage électrolytique. Les conditions d'analyse sont présentées au paragraphe 2.6.2.2.

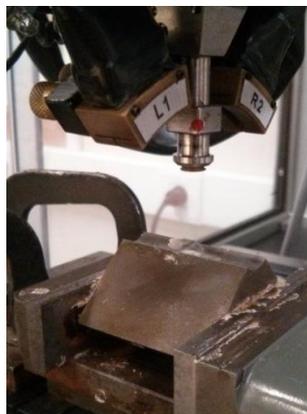


Figure 56: Photo du montage lors de l'analyse DRX

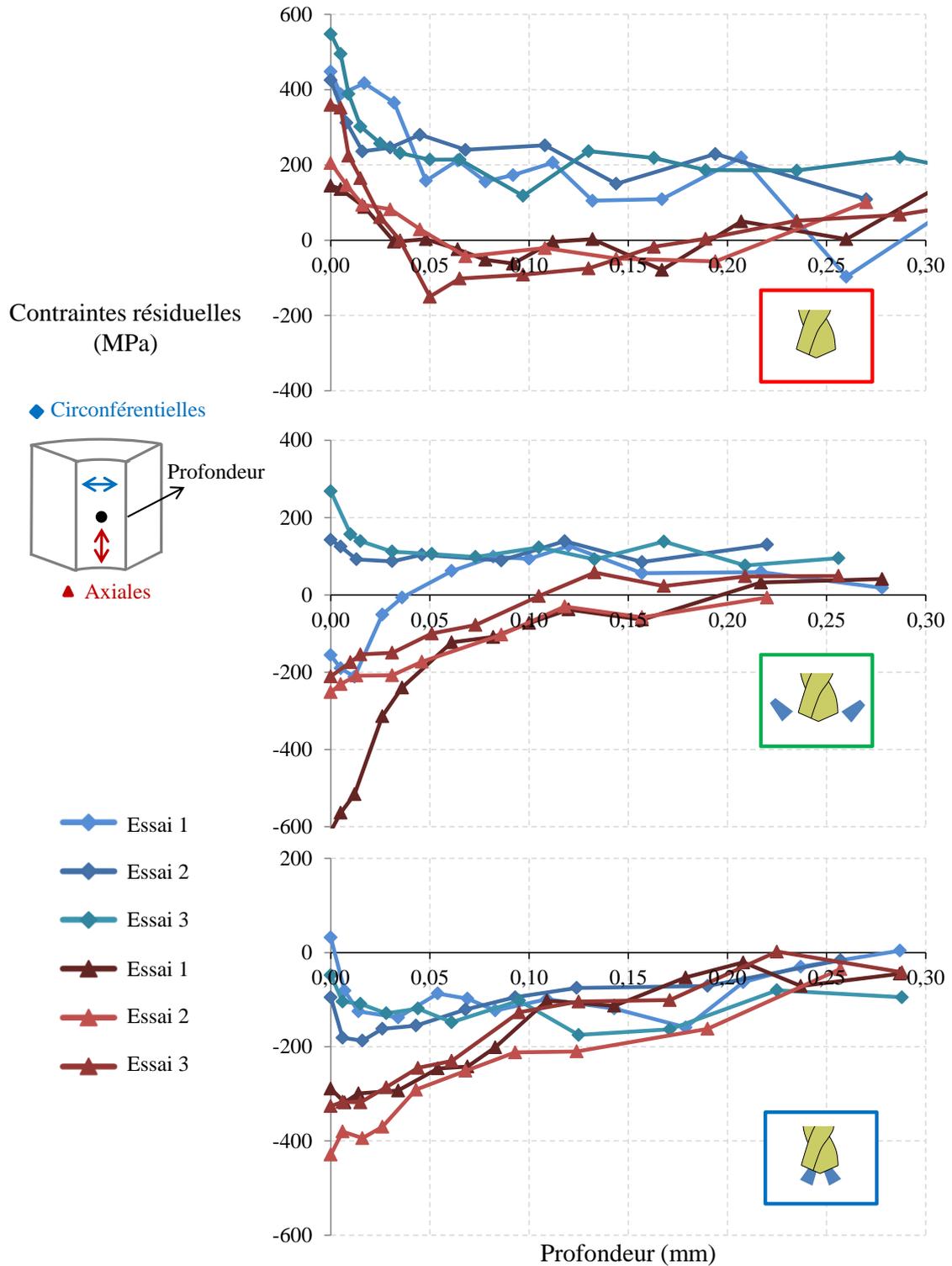


Figure 57: Gradients de contraintes résiduelles dans les trois conditions de lubrification

Les contraintes résiduelles sont complètement dépendantes du mode de lubrification comme le montre la différence entre les gradients de contraintes résiduelles dans les cas en lubrification interne et à sec (Figure 57). Dans le premier cas, les contraintes

résiduelles axiales et circonférentielles sont de compression alors que dans le second les deux sont de traction.

Dans les trois conditions de lubrification, les contraintes résiduelles axiales sont toujours inférieures aux contraintes résiduelles circonférentielles. Pour un niveau de sollicitation identique, elles seront les moins critiques vis-à-vis de la tenue en fatigue. En comparant les deux cas lubrifiés, l'influence de l'échauffement est mise en évidence. Plus important dans le cas avec lubrification externe, il entraîne le passage des contraintes résiduelles circonférentielles de la compression à la traction tandis que la contrainte résiduelle axiale semble peu impactée.

Le gradient de température plus important dans la direction circonférentielle que dans celle axiale (dans tous les cas de lubrification) explique d'abord que les contraintes résiduelles dans cette direction soient supérieures à celles obtenues dans la direction axiale. Il permet également d'expliquer le passage de la compression à la traction lorsque la lubrification est réduite ou supprimée. C'est d'abord le cas des contraintes résiduelles circonférentielles lors du passage de la lubrification interne à la lubrification externe. Puis en perçage à sec, l'intensité du chargement thermique augmente, le gradient thermique dans les deux directions également et permet la transition de la compression à la traction pour la contrainte résiduelle axiale et permet à la contrainte circonférentielle d'augmenter encore.

En faisant le lien avec l'état de l'art du paragraphe 1.2.1, le cas avec lubrification interne met en jeu des phénomènes mécaniques et très peu de phénomènes thermiques et conduit à des contraintes résiduelles de compression en surface. Le cas avec lubrification externe met en jeu les mêmes phénomènes mécaniques mais des phénomènes thermiques apparaissent et sont prépondérants pour les contraintes résiduelles circonférentielles à cause du gradient thermique. Enfin à sec, les phénomènes mécaniques sont également présents mais sont de second ordre par rapport aux phénomènes thermiques mis en jeu, les contraintes résiduelles axiales et circonférentielles sont alors de traction.

D'un point de vue industriel, ces résultats montrent l'importance de la lubrification et exigent de monitorer en continu le débit de la lubrification en sortie de broche afin de s'assurer de l'utilisation des conditions optimales de lubrification lors des opérations de perçage.

Note : Les valeurs obtenues en surface peuvent être dépendantes de l'état de surface et doivent être analysées avec précaution, après polissage la rugosité ne perturbe plus l'analyse DRX.

Les profondeurs affectées sont très différentes suivant les conditions de lubrification. En lubrification interne, les contraintes résiduelles sont de compression et retrouvent des valeurs nulles entre 0,20 et 0,25 mm de profondeur. En lubrification externe, la profondeur affectée semble plus faible. La stabilité des contraintes résiduelles est obtenue à partir de 0,20 mm de profondeur. A sec, la profondeur affectée est de 0,25 mm. Les profils obtenus ne sont pas les profils habituellement rencontrés en usinage. Généralement le pic de traction ou de compression en surface se compense par un deuxième pic inverse d'une intensité moindre en sous-surface.

Malgré l'utilisation de conditions identiques lors de chaque essai, les contraintes résiduelles donnent des résultats avec les mêmes tendances mais avec des valeurs qui peuvent varier d'une centaine de mégapascals. Ceci est une information importante sur la répétabilité des essais expérimentaux et sur la précision à atteindre d'un point de vue numérique.

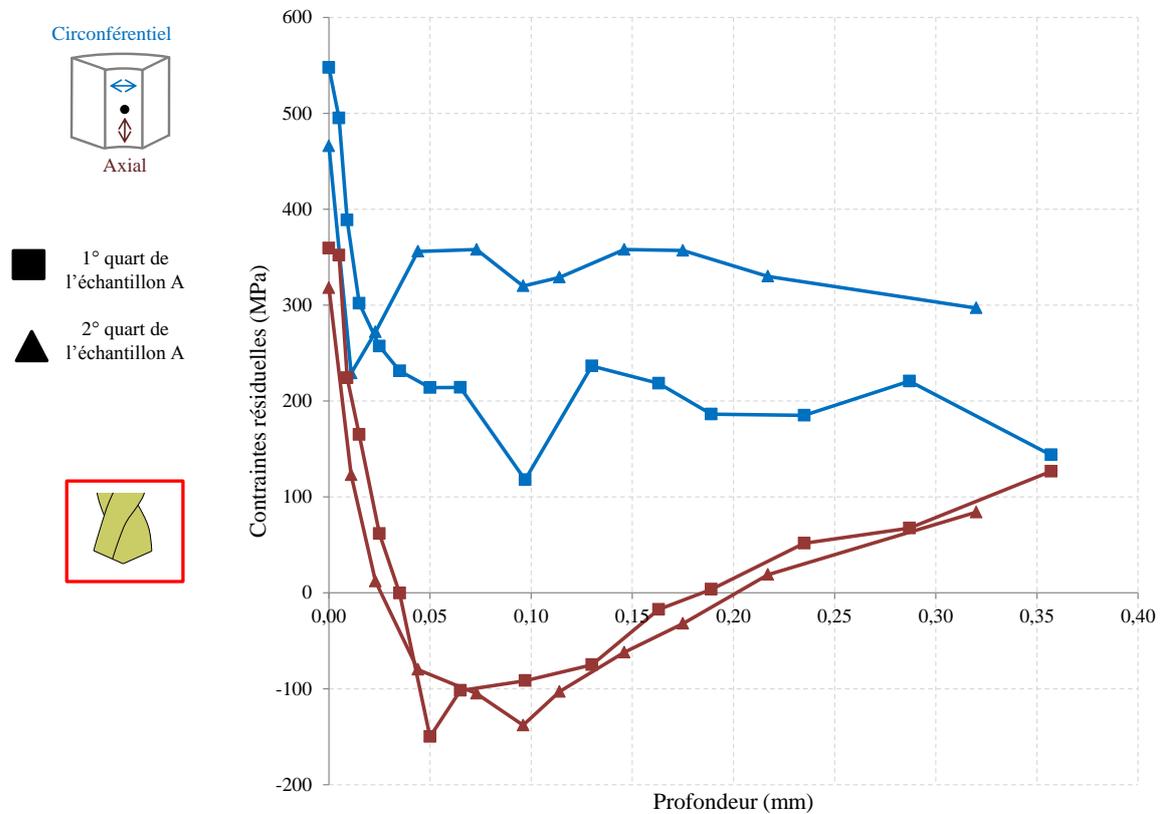


Figure 58: Comparaison de deux gradients de contraintes résiduelles obtenues sur deux quarts du même échantillon

Les deux gradients de contraintes résiduelles obtenus sur le même échantillon à mi-hauteur mais sur deux quarts d'échantillon différents donnent des informations intéressantes (Figure 58). Dans la direction axiale, les profils sont quasiment identiques. Dans la direction circonférentielle, les profils sont très proches sur les 25 premiers micromètres. A partir de cette profondeur, un changement dans la direction du profil est observé dans les deux cas. Si la tendance semble similaire, les valeurs de contraintes résiduelles sont supérieures pour le premier quart (350 MPa au lieu de 200). Cette variation peut être liée à la déviation du foret qui entraîne une sollicitation et donc une source de chaleur supplémentaire dans une partie du trou percé par rapport à celles imposées à l'opposée.

Les Figure 59 et Figure 60 présentent des profils de contraintes résiduelles réalisés à 5 mm, à 18 mm et à 31 mm de la face d'entrée du foret pour un échantillon de 36 mm de hauteur percé à sec, en lubrification externe et en lubrification interne.

A sec, le pic de surface est en traction, la courbe décroît ensuite. Un passage en compression en sous-surface a lieu pour tous les profils en direction axiale et pour le profil proche de la face d'entrée en direction circonférentielle. Précédemment il a été identifié que l'augmentation de la chaleur dans la pièce provoque un passage en traction et que la direction axiale est moins sensible à ce phénomène que la direction circonférentielle. Il semble qu'un phénomène semblable soit présent ici. Les contraintes résiduelles de deux cas uniquement (direction circonférentielle au milieu et en bas de l'échantillon) restent en traction sur le profil entier et sont les cas les plus exposés à la chaleur (en fond de trou) et les plus sensibles à la chaleur (direction circonférentielle).

En lubrification externe, le même phénomène se reproduit. Les deux profils de contraintes résiduelles en traction sont ceux du milieu et du bas de l'échantillon dans la direction circonférentielle. La chaleur étant moins importante qu'à sec, les quatre profils restants sont en compression jusqu'à 0,1 mm de profondeur.

En lubrification interne, l'évacuation de la chaleur est constante du début à la fin du perçage. Les profils de contraintes résiduelles semblent moins impactés par la position le long du trou percé.

Finalement les profils de contraintes résiduelles réalisés à différentes hauteurs dans le trou percé mettent en avant une évolution vers la traction au cours du perçage pour les cas à sec et en lubrification externe. Ceci vient de l'évolution des conditions du perçage

(élévation de la chaleur transmise à la pièce). En lubrification interne, les profils sont proches puisque les conditions de perçage n'évoluent quasiment pas.

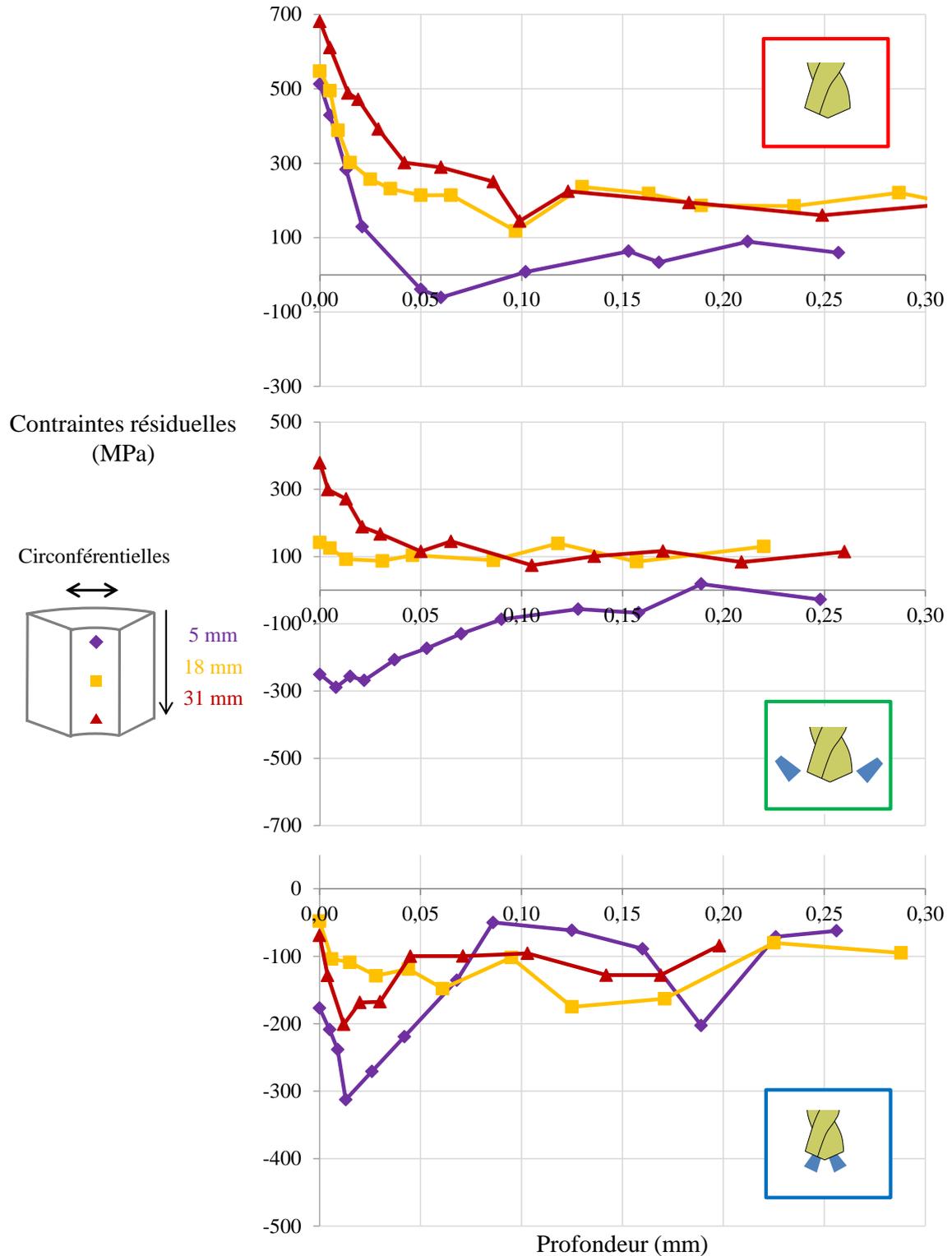


Figure 59: Évolution du gradient des contraintes résiduelles circonférentielles en fonction de la hauteur dans le trou percé à sec

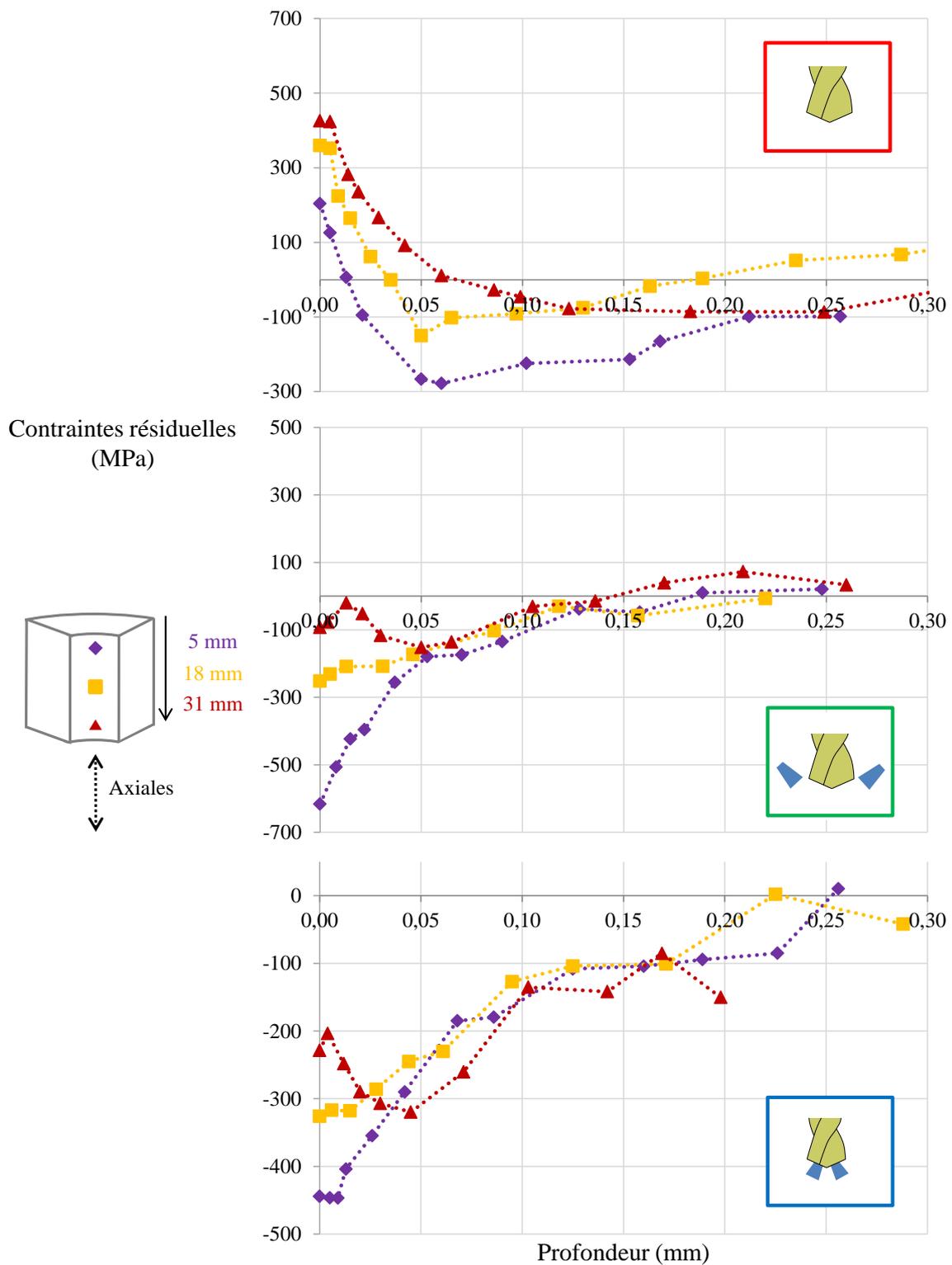


Figure 60: Évolution du gradient des contraintes résiduelles axiales en fonction de la hauteur dans le trou percé à sec

### 3.5.2 Ecroûissage du matériau

Le niveau de plasticité du matériau est étudié par le biais de la largeur à mi-hauteur (LMH) du pic de diffraction obtenue lors des analyses par diffraction de rayons X [76] et par le biais de mesures de micro-dureté. La LMH donne une information sur l'écroûissage du matériau, elle permet de faire une analyse qualitative mais pas quantitative.

En surface, la largeur à mi-hauteur est élevée et est la même dans les trois modes de lubrification. Ensuite elle décroît. La décroissance pour le cas à sec est moins rapide et conduit à une valeur stabilisée en profondeur plus élevée que dans les deux autres cas.

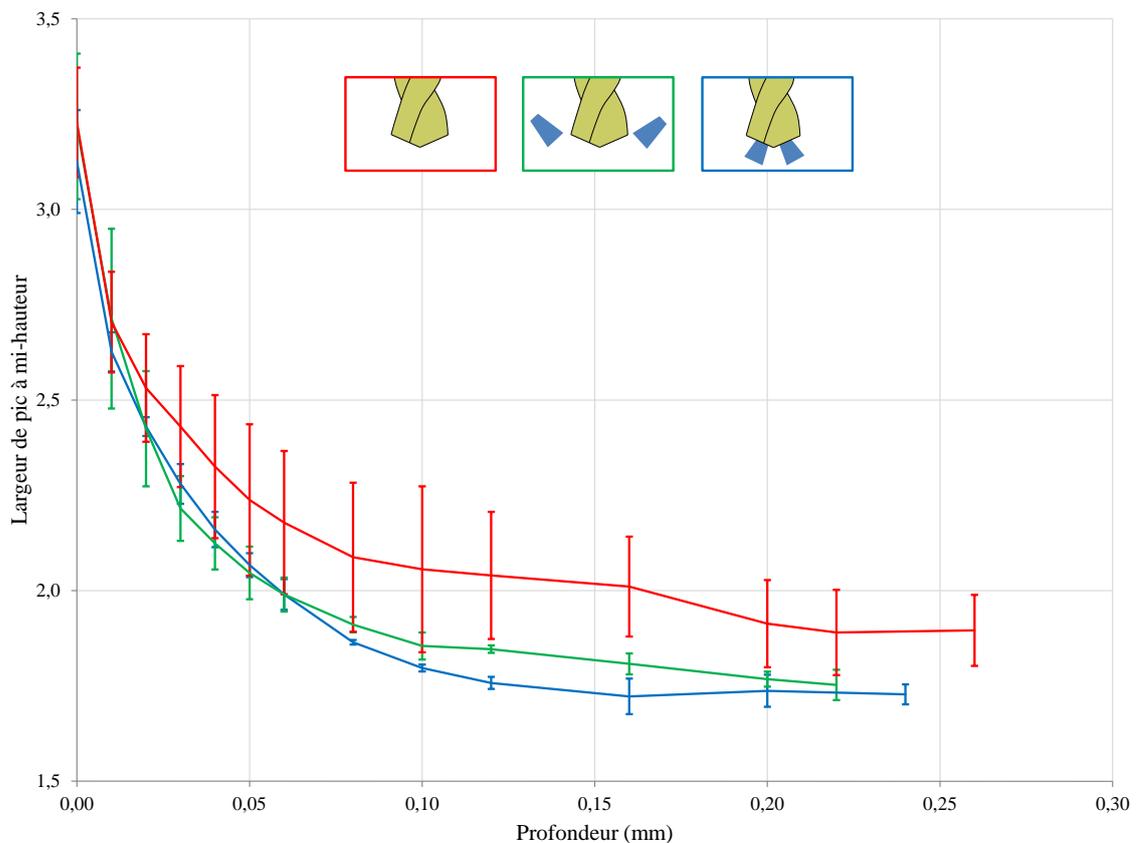


Figure 61: Largeur de corde à mi-hauteur pour les différentes conditions de lubrification (Moyenne et écart-type pour 3 échantillons)

La largeur de corde à mi-hauteur a été observée pour différentes positions sur l'échantillon (Figure 62). L'écroûissage du matériau semble peu impacté par la position dans le trou percé. Sur la partie zoomée, il est possible de voir que pour le perçage à sec, l'écroûissage au fond du trou percé est le plus élevé. Les valeurs obtenues sont extraites une seule fois au même endroit. Sur le graphe de la Figure 61, l'écroûissage est extrait trois fois au milieu de l'échantillon. La dispersion importante que révèle l'écart-type de la

Figure 61 nous conduit à prendre des précautions sur les conclusions à tirer de la Figure 62 sur l'influence de la position dans le trou percé sur l'écroissage. Cette dernière permet cependant de confirmer la tendance liée au mode de lubrification. L'écroissage de la matière à sec semble plus élevé que celui en lubrification externe et interne.

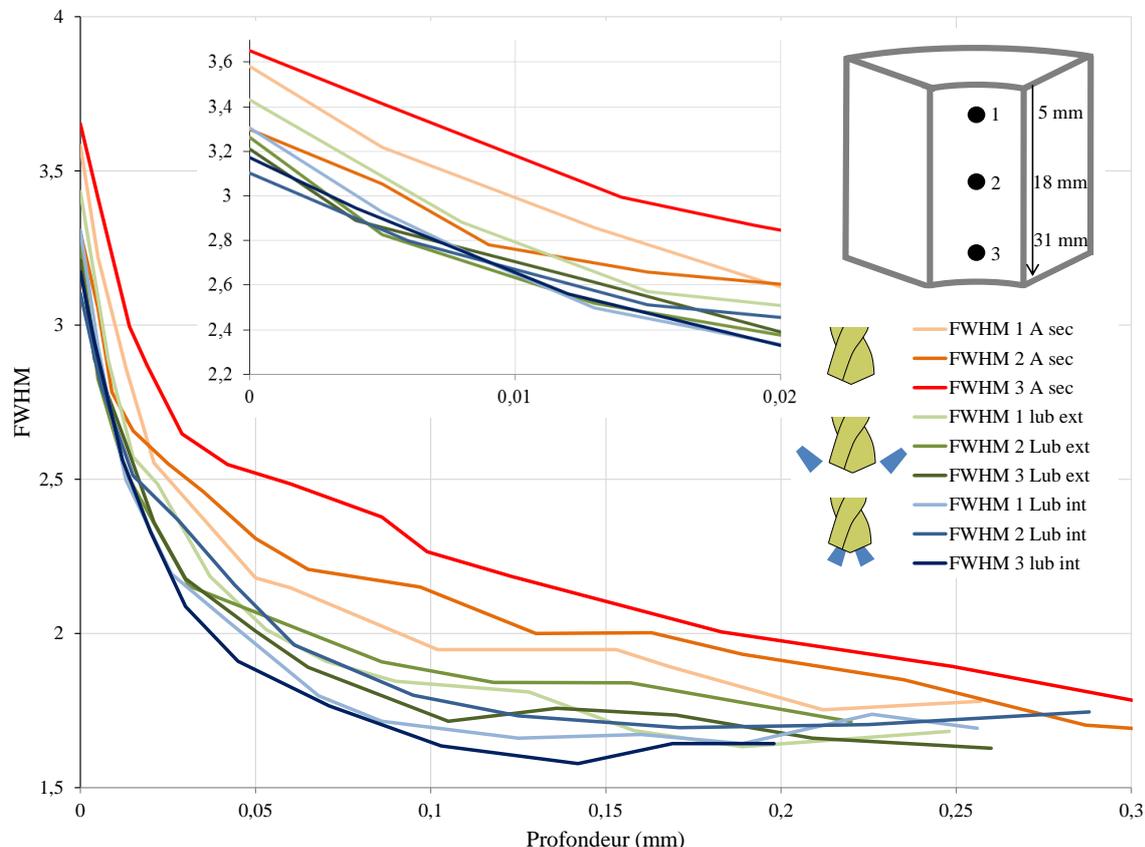


Figure 62: Largeur de corde à mi-hauteur (FWHM) fonction de la position dans le trou percé à sec, en lubrification externe et interne

Une étude complémentaire de micro-dureté est réalisée afin de compléter l'analyse présentée ci-dessus. Les mesures n'ont pas été répétées sur plusieurs échantillons pour la même condition. La microdureté se situe entre 300 et 350 HV en surface puis diminue très rapidement dans le premier dixième de millimètre jusqu'à 150-200 HV. Elle ne met pas en évidence de tendance liée au mode de lubrification. Elle confirme la présence d'un écroissage important en surface qui décroît jusqu'à retrouver les valeurs du matériau de base.

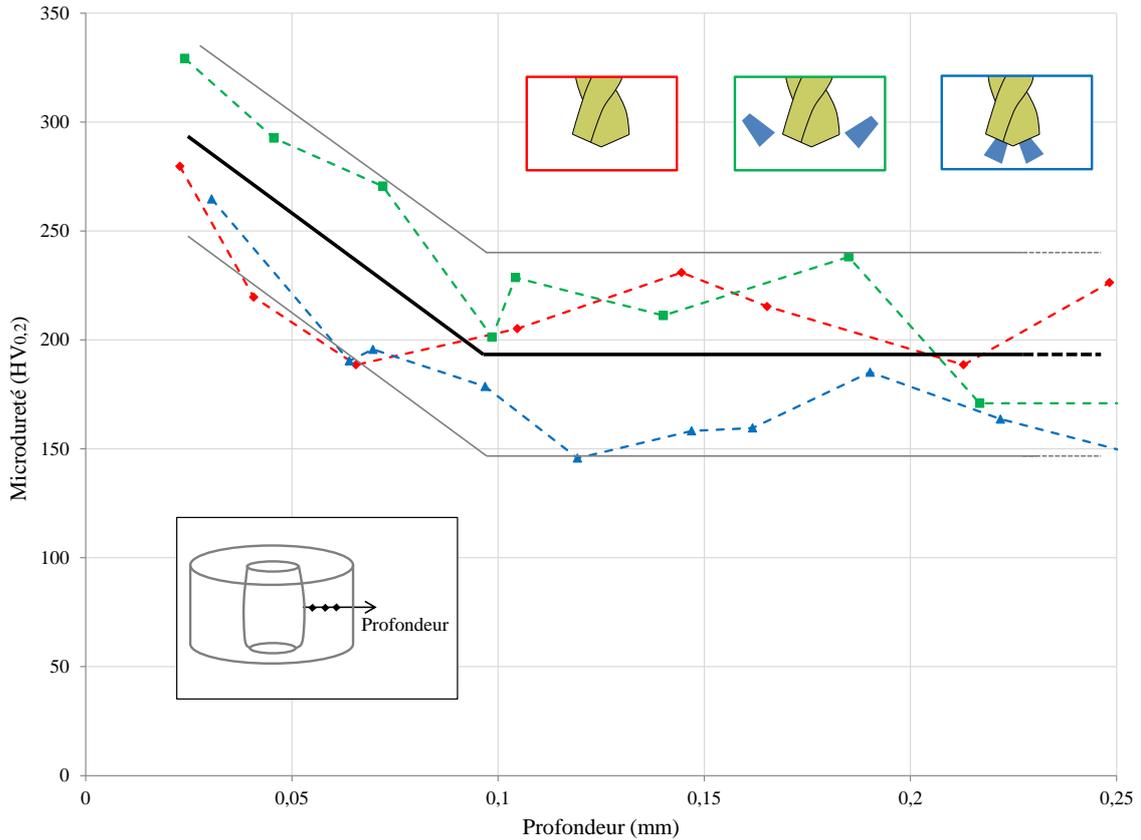


Figure 63: Graphe de la microdureté mesurée en fonction de la profondeur et du mode de lubrification

L'écroissage (obtenu par la LMH) et la microdureté traduisent une plastification importante en extrême surface qui décroît jusqu'au niveau du matériau de base. A sec, la profondeur affectée semble plus importante que pour les cas lubrifiés. Cependant les niveaux maximaux d'écroissage en extrême surface sont proches pour les trois modes de lubrification.

### 3.5.3 Microstructure

La microstructure est étudiée dans deux plans de coupe (Figure 64). Dans la direction d'avance, le traumatisme de la matière lié à la coupe est peu visible. A sec, le bord libre semble plus affecté. Dans la direction de coupe, le sens de la coupe est identifiable en extrême surface dans les trois conditions de lubrification, l'orientation des grains est modifiée. A l'échelle observée, il n'y a pas de différence entre les grains éloignés de la zone affectée par le procédé (ZAP) et les grains proches en termes de taille et de géométrie.

Au niveau des contraintes résiduelles, la zone affectée est de l'ordre de 100 à 200 micromètres. La conclusion de cette analyse est que les grains dans les 200 premiers micromètres sont les mêmes que ceux dans les 200 micromètres suivants. L'apparition des contraintes résiduelles s'est donc faite sans changement métallurgique (changement de phase ou raffinement de la taille des grains) en sous-surface.

A l'échelle d'observation utilisée, aucune couche blanche n'est visible en extrême surface. Cette couche blanche est caractéristique d'un échauffement très important.

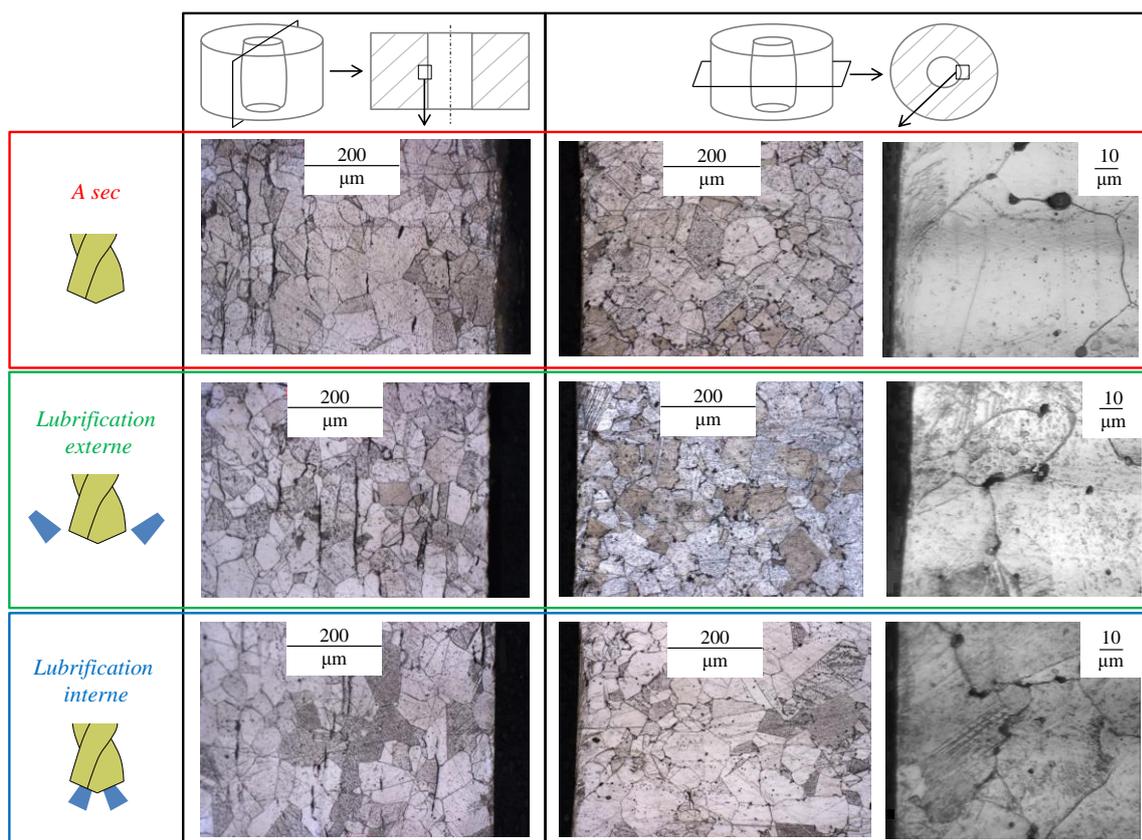


Figure 64: Analyse de la microstructure de l'échantillon dans un plan de coupe longitudinal et transversal pour les trois modes de lubrification

### 3.5.4 Rugosité

Une analyse de la rugosité est faite grâce à un profilomètre Taylor-Hobson. Un filtre avec un polynôme d'ordre 2 supprime la courbure et la pente. Les profils obtenus dans le sillon du trou percé sur la hauteur totale de perçage sont présentés Figure 65. La lubrification est bénéfique sur la rugosité de la surface. Le cas à sec présente les

perturbations les plus importantes alors que la lubrification interne est le cas le plus intéressant.

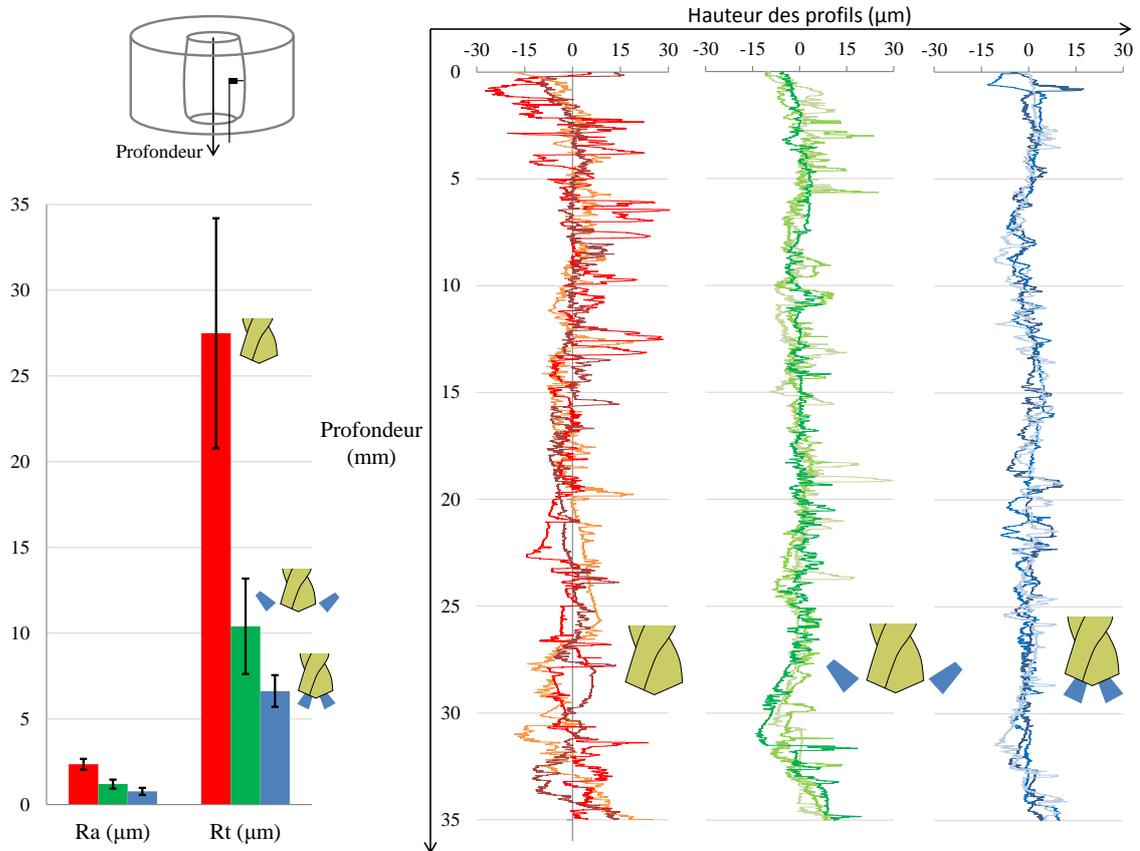


Figure 65: Bilan des rugosités obtenues au cours des essais

Les paramètres de rugosité les plus connus ont été extraits pour des mesures de rugosité faites sur une distance de 8 mm. Elles permettent de mettre en évidence l'influence de la diminution de la lubrification au cours du perçage sur la rugosité obtenue. Le paramètre Rt (hauteur entre la vallée la plus profonde et le pic le plus haut sur la longueur d'évaluation) est un paramètre clé de la rugosité et met en évidence que le perçage à sec conduit à une rugosité beaucoup plus dégradée que pour les cas lubrifiés. Le paramètre Ra est une moyenne arithmétique. Il est présenté ici car il est utilisé industriellement mais donne peu d'informations sur la rugosité de la surface.

Le paramètre Rsk fournit des informations sur la morphologie de l'état de surface. Des valeurs positives (Figure 67) sont synonymes d'une distribution décalée vers les points bas avec des pics et de protubérances dépassant de la surface. C'est le phénomène retrouvé dans l'étude avec des valeurs positives quelle que soit la condition de lubrification. Les valeurs pour les cas en lubrification externe et à sec sont proches tandis

que la valeur en lubrification interne est très faible. Le paramètre  $R_v$  correspond à la vallée la plus profonde par rapport à la ligne moyenne. Les cas lubrifiés sont très proches et le cas à sec est plus critique avec une valeur deux fois plus importante. Le paramètre  $R_{ku}$  caractérise la largeur de la distribution des hauteurs. Plus il est important et plus la largeur des protubérances est faible. Dans notre cas, les valeurs de  $R_{ku}$  sont élevées dans les trois cas de lubrification. Le paramètre  $R_p$  représente la hauteur du pic le plus haut par rapport à la ligne moyenne (proche de  $R_z$  qui fournit la hauteur maximale du profil). Les deux montrent l'influence positive de la lubrification sur le profil obtenu.

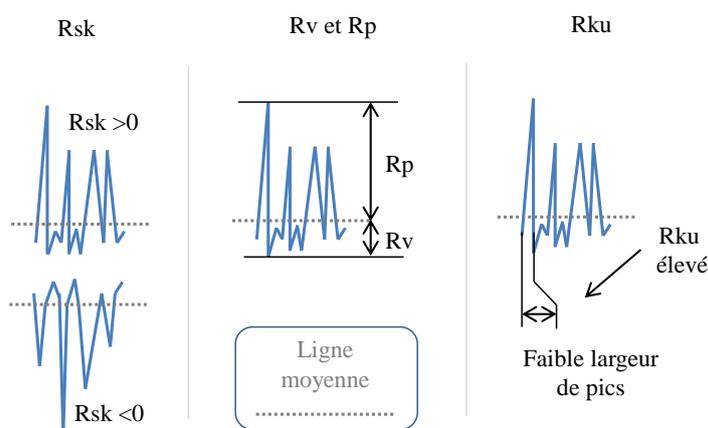


Figure 66: Description des paramètres de rugosité  $R_{sk}$ ,  $R_v$ ,  $R_p$  et  $R_{ku}$

Finalement en termes de rugosité, les conditions de perçage étudiées conduisent à une surface dont la distribution est décalée vers le bas avec des pics dépassant de la surface (paramètre  $R_{sk}$  positif). Pour les trois modes de lubrification, la largeur des pics est faible (paramètre  $R_{ku}$  élevé  $>3$ ). La vallée la plus profonde par rapport à la ligne moyenne est obtenue à sec et les valeurs sont proches en lubrification externe et interne (paramètre  $R_v$ ). La hauteur maximale des pics par rapport à la ligne moyenne augmente en réduisant la lubrification (paramètre  $R_p$ ). Les deux dernières remarques conduisent à une hauteur entre la vallée la plus profonde et le pic le plus haut qui augmente en réduisant la lubrification (paramètre  $R_t$ ).

Le perçage avec lubrification interne permet d'obtenir une surface avec une faible rugosité. La diminution des singularités avec la lubrification permet d'améliorer la tenue en fatigue [2].

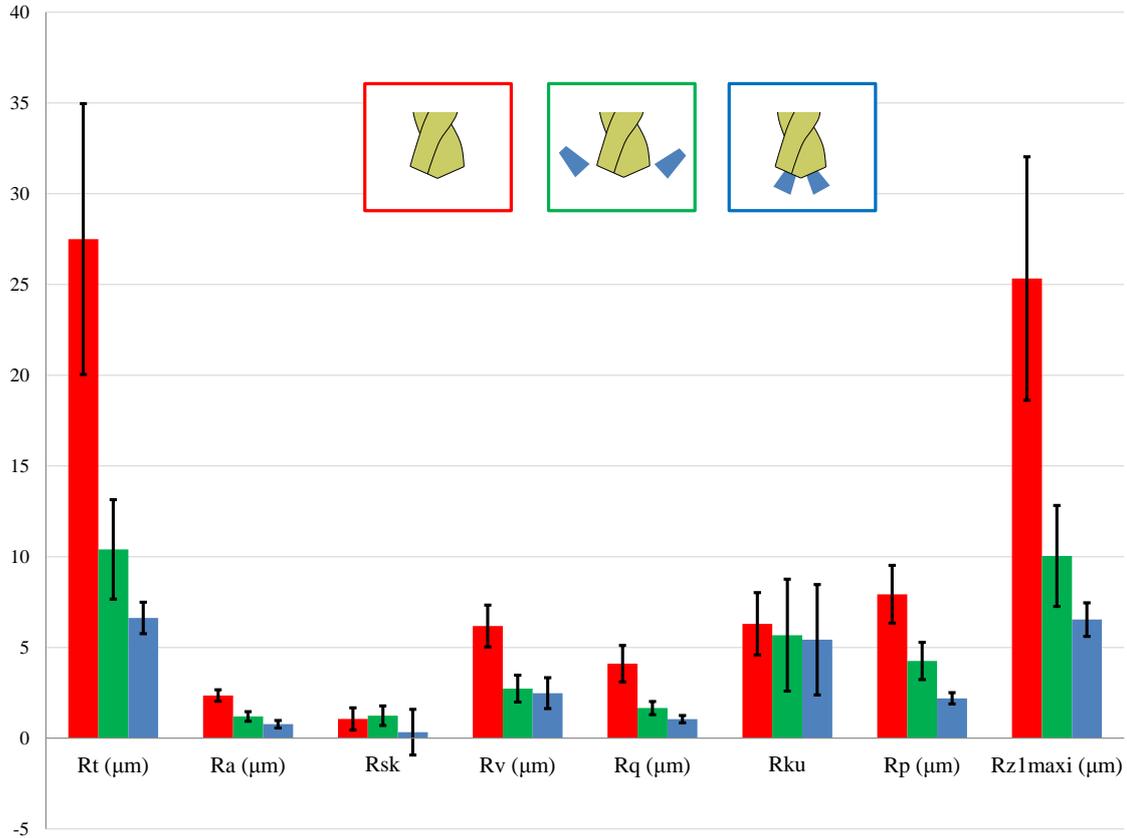


Figure 67: Paramètres de rugosité obtenus suite aux essais expérimentaux (Moyenne et écart-type pour 3 échantillons)

### 3.5.5 Discussions

Cette étude met en évidence l'influence des conditions de lubrification sur l'intégrité des surfaces obtenues en perçage. Les contraintes résiduelles, la rugosité sont réellement impactées par ce paramètre. A sec, les contraintes résiduelles de traction associées à une rugosité supérieure entraîneront une diminution de la tenue en service des composants percés. L'apport de la lubrification est bénéfique et la lubrification interne est le cas le plus favorable.

La microstructure ne semble pas impactée quel que soit le mode de lubrification. L'étude de l'érouissage révèle une profondeur affectée plus importante lors du perçage à sec. Dans tous les cas, le matériau est plus éroui en extrême surface. Les valeurs sont semblables pour les trois modes de lubrification. L'érouissage décroît ensuite jusqu'à retrouver les valeurs du matériau de base.

La génération des contraintes résiduelles dans nos cas de lubrification est très dépendante des phénomènes thermiques induits pendant le perçage. Les contraintes

résiduelles sont le résultat d'une hétérogénéité de déformation plastique au sein du matériau. Dans les cas lubrifiés, une importante partie de la chaleur est évacuée par le lubrifiant. A sec, la chaleur générée est importante, elle conduit à une dilatation élevée de la matière et donc à un gradient important de déformation plastique. Ce phénomène explique les contraintes résiduelles de traction obtenues.

En perçage, la vitesse de rotation élevée par rapport à la vitesse d'avance provoque un gradient thermique plus important dans la direction circonférentielle que dans la direction axiale. Ceci explique que les contraintes résiduelles dans la direction circonférentielle sont toujours supérieures à celles dans la direction axiale.

En lubrification interne, l'élévation de la température est faible, les phénomènes mécaniques sont prépondérants et conduisent à des contraintes résiduelles de compression.

Le cas d'étude avec lubrification externe est un compromis des deux autres cas. Les phénomènes thermiques et mécaniques sont présents. Les contraintes résiduelles circonférentielles passent en traction due à l'apparition des phénomènes thermiques par rapport au cas en lubrification interne. Dans l'autre direction, les phénomènes mécaniques restent prépondérants et les contraintes résiduelles axiales sont de compression et proche de celles obtenues en lubrification interne.

A sec, les phénomènes thermiques sont plus intenses, le gradient thermique dans les deux directions est alors plus important. Les contraintes résiduelles de traction dans la direction circonférentielle augmentent tandis que, dans la direction axiale, le gradient thermique devient suffisant pour permettre le passage en traction.

### 3.6 Comparaison des trois matériaux étudiés

Cette partie a pour objectif de faire un résumé des principaux résultats obtenus pour les trois matériaux. Les températures obtenues, les efforts en perçage ainsi que les contraintes résiduelles seront présentés. La Figure 68 récapitule les conditions d'essais pour les trois matériaux.

Les résultats présentés le sont sous forme de moyenne et d'écart-type pour les températures mesurées et les contraintes résiduelles issues des trois essais de perçage pour chaque condition de lubrification. Concernant l'effort de poussée et le couple, les courbes présentées sont issues d'un seul essai mais il est représentatif des trois.

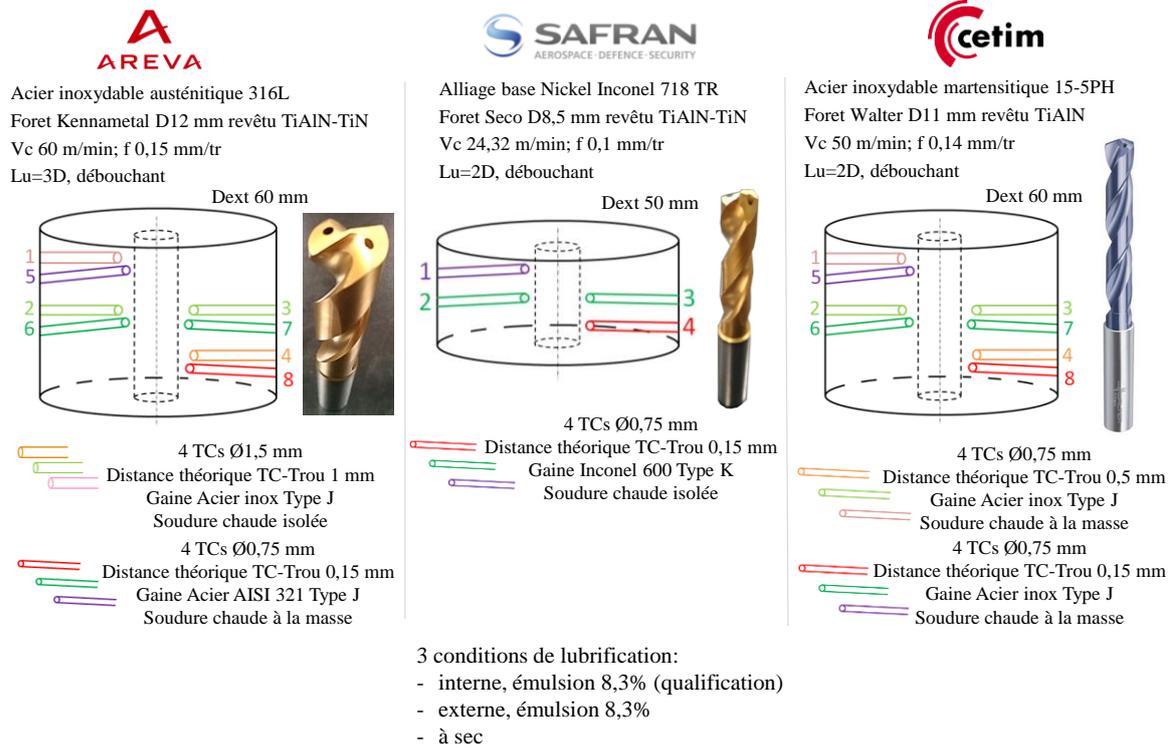


Figure 68: Conditions des essais de perçage pour les trois matériaux

### 3.6.1 Cas du 316L

Les essais présentés précédemment sont résumés ici afin d'aider la comparaison avec les résultats obtenus avec les deux autres matériaux. Les températures obtenues sont présentées puisqu'il a été montré que les phénomènes thermiques étaient prépondérants sur l'intégrité de surface et particulièrement sur la génération des contraintes résiduelles.

La Figure 70 présente un récapitulatif qui met en évidence l'influence des contraintes thermiques et mécaniques pendant le perçage sur le gradient des contraintes résiduelles obtenu en fonction des conditions de lubrification.

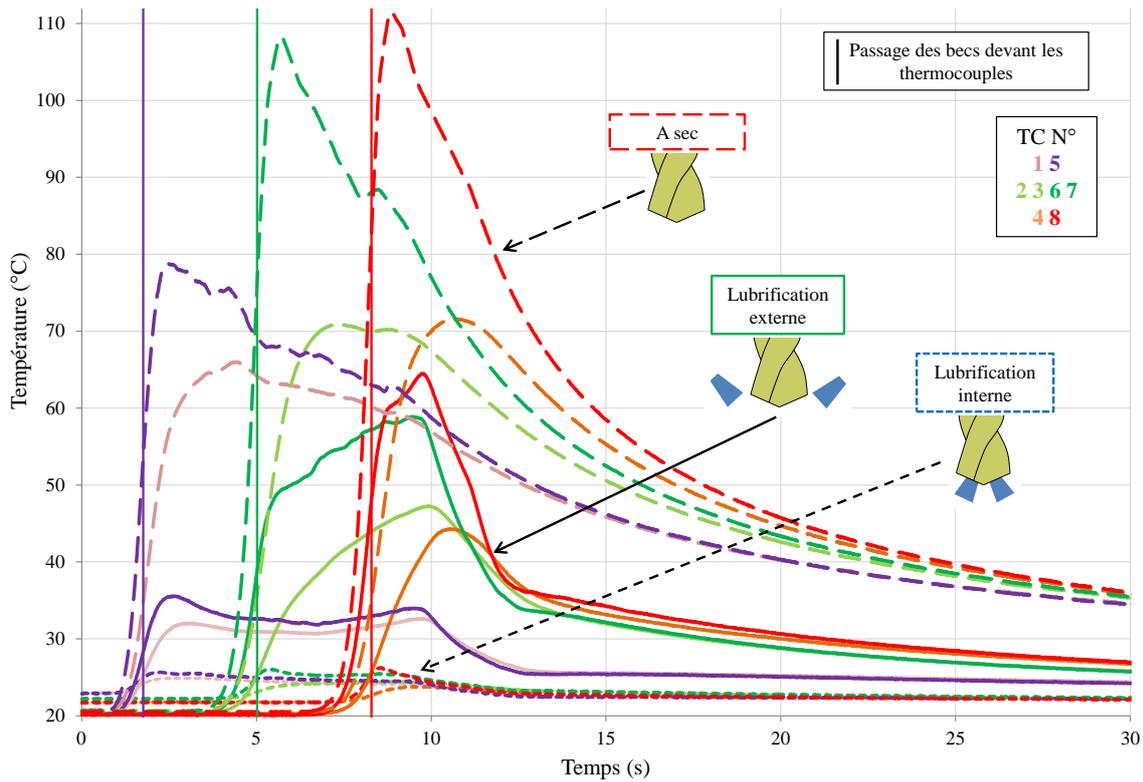


Figure 69: Graphe des températures mesurées lors des essais dans le 316L

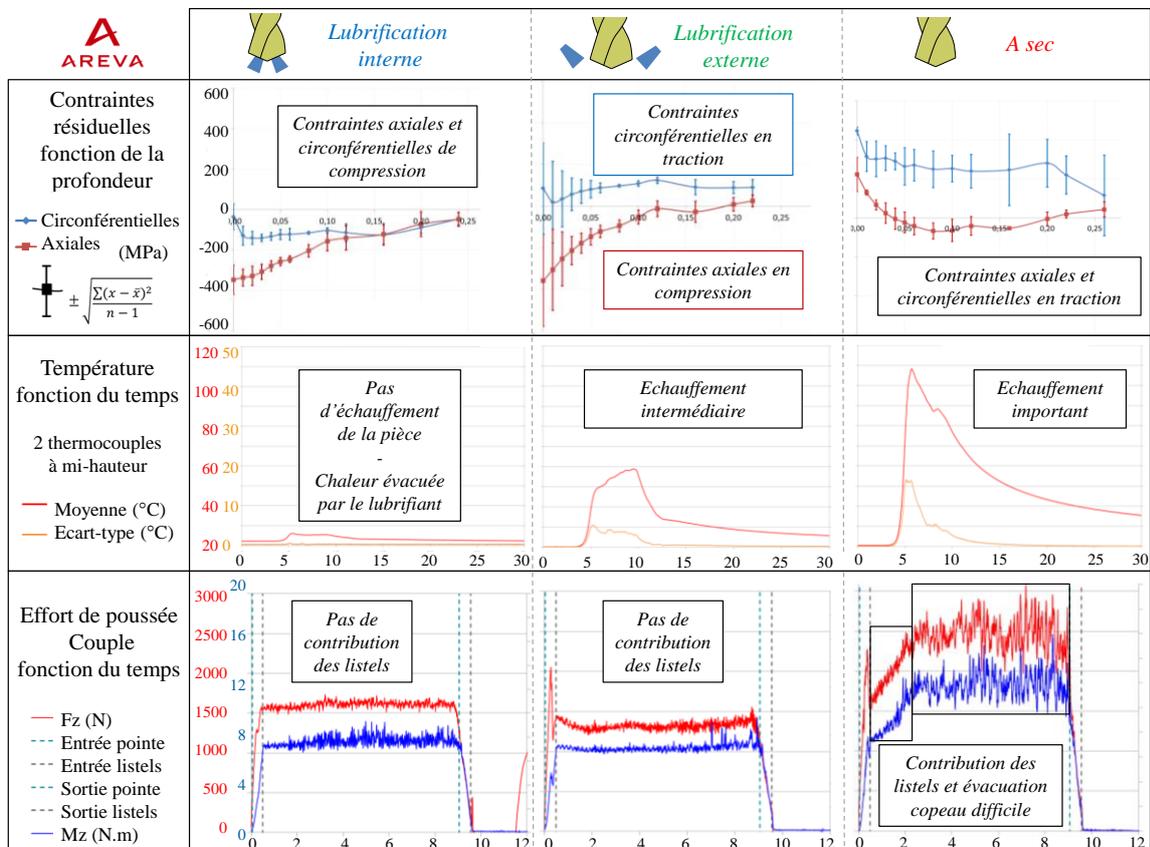


Figure 70: Résumé des essais de perçage dans le cas du 316L

### 3.6.2 Cas de l'Inconel 718 TR

Le graphe des températures obtenues lors des essais de perçage dans l'Inconel 718 TR ont révélé l'influence significative de la lubrification sur l'échauffement de la pièce percée. La particularité se situe au niveau de la forme des courbes obtenues à sec. En début de perçage, les thermocouples du haut et du milieu enregistrent les températures induites par les mécanismes de coupe. Au fur à mesure que le perçage avance, l'échauffement s'intensifie, les difficultés de perçage s'accroissent avec la difficulté à évacuer la chaleur et les copeaux. Les températures mesurées sur les thermocouples du haut et du milieu sont constantes puisque l'éloignement de la zone de coupe est compensé par un échauffement qui s'accroît.

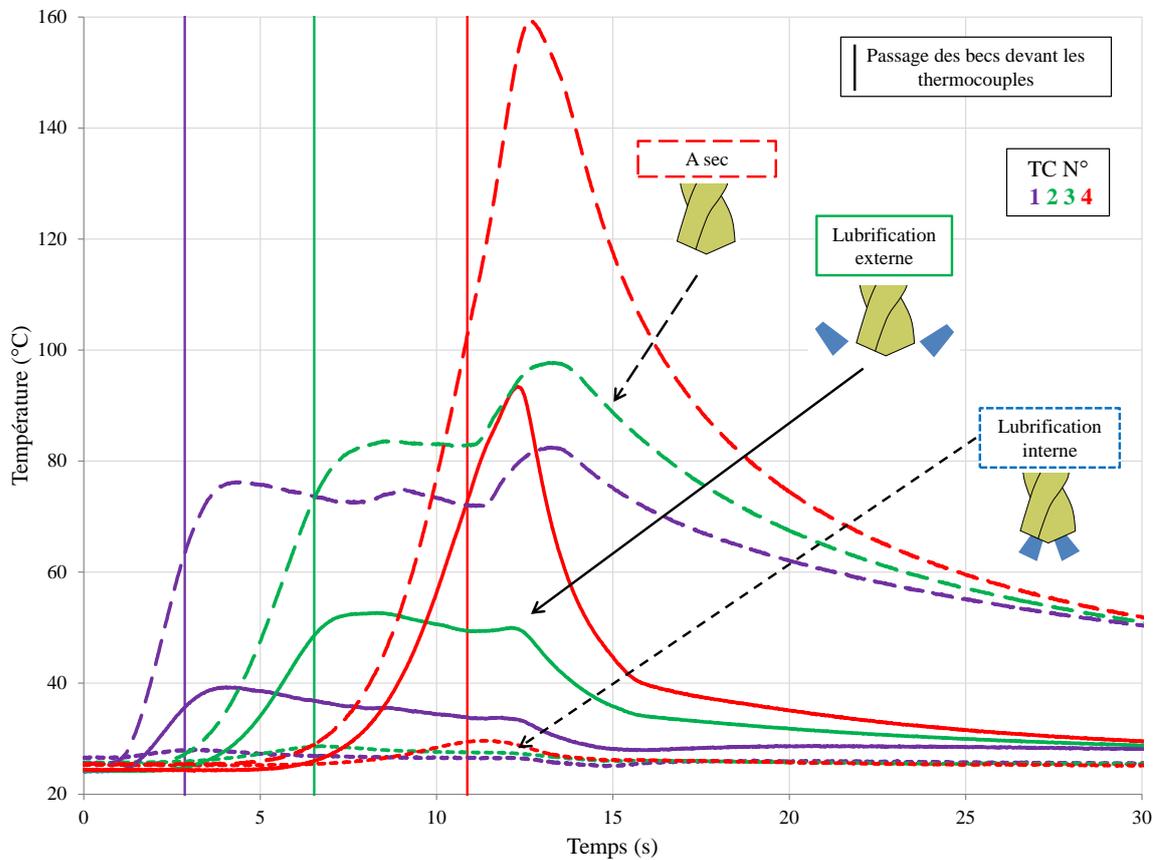


Figure 71: Graphe des températures mesurées lors des essais de perçage dans l'Inconel 718 TR

La température relevée au niveau du thermocouple le plus bas est la plus importante. La montée en température homogène de l'échantillon associée à l'évacuation de copeaux chauds provoque une température maximale sur les thermocouples du haut et du milieu en fin de perçage. En lubrification externe, le processus est semblable avec une intensité

plus faible et des courbes en forme de plateau sont également obtenues. Enfin en lubrification interne, le lubrifiant joue très bien son rôle puisqu'un échauffement très faible de la pièce est obtenu. Le lubrifiant évacue la chaleur générée et contribue à un échauffement réduit en améliorant les conditions de contact entre la matière et le foret.

Les résultats des efforts, des températures et des contraintes résiduelles sont récapitulés sur la Figure 72. Des tendances similaires à celles obtenues dans le cas du 316L se retrouvent pour l'Inconel 718. Les contraintes résiduelles circonférentielles sont toujours supérieures aux contraintes résiduelles axiales. Les deux sont de compression dans le cas de la lubrification interne, les deux sont de traction dans le cas à sec (au moins en surface). En lubrification externe, les contraintes résiduelles circonférentielles passent en traction alors que celles axiales restent en compression. Comme dans le cas du 316L, l'effort de poussée et le couple sont peu perturbés dans les conditions de lubrification interne et externe. Ils le sont à sec et principalement en fin de perçage. L'influence des difficultés en perçage sur les températures mesurées a été expliquée juste avant.

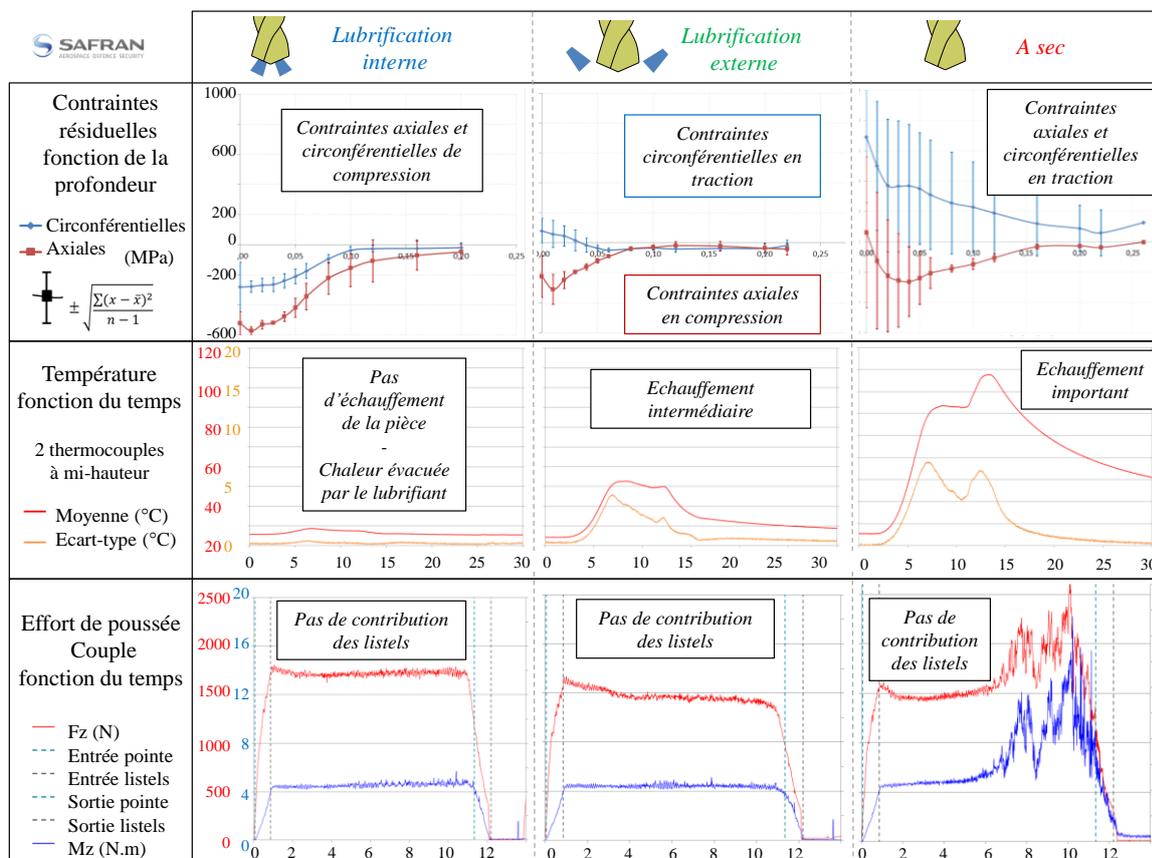


Figure 72: Résumé des essais de perçage dans le cas de l'Inconel 718 TR

### 3.6.3 Cas du 15-5PH

Les températures mesurées dans le cas du 15-5PH sont similaires à celles obtenues dans le cas de l'Inconel 718. A sec, les températures ne cessent d'augmenter au fur et à mesure que le perçage s'effectue. Le pic n'est donc pas imputable au passage des becs devant les thermocouples. Cela traduit un perçage avec un échauffement constant de la pièce percée et des pics de températures à associer aux difficultés de fin de perçage. En lubrification externe, on retrouve le phénomène avec une intensité moindre et les formes en plateau des relevés sur les thermocouples du haut et du milieu. Là-aussi la lubrification interne a un apport très positif puisque l'échauffement de la pièce est très faible.

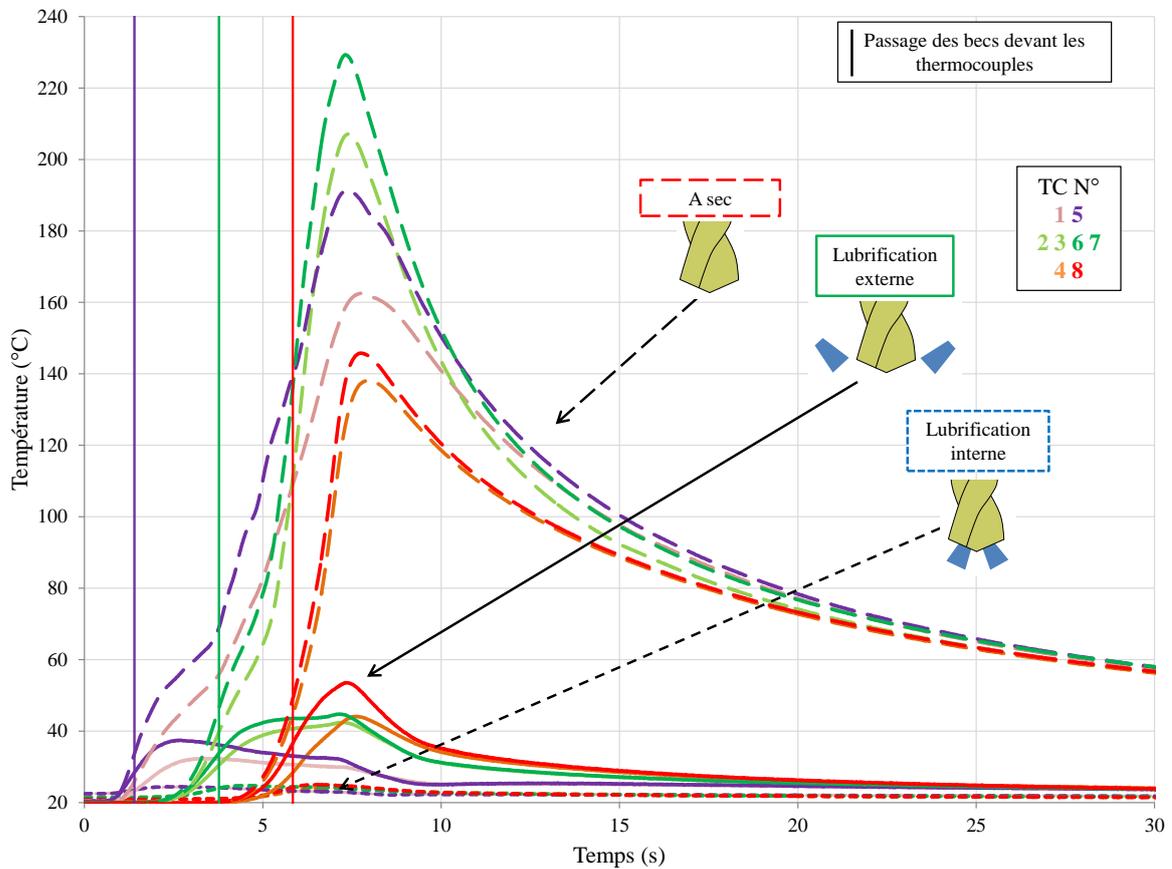


Figure 73: Graphe des températures mesurées lors des essais de perçage du 15-5PH

Les résultats présentés en Figure 74 sont semblables à ceux obtenus précédemment. A sec, l'écart-type très important et la forme des gradients des contraintes résiduelles semblent difficiles à analyser même si les contraintes résiduelles sont plutôt de traction. En lubrification interne et externe, la tendance présentée pour le 316L et l'Inconel 718 se retrouve. Les contraintes résiduelles circonférentielles sont toujours supérieures à celles

obtenues dans la direction axiale. En lubrification interne, les phénomènes mécaniques sont prépondérants et conduisent à des contraintes résiduelles de compression. En lubrification externe, les contraintes résiduelles circonférentielles passent en légère traction. En lubrification externe, les contraintes résiduelles circonférentielles passent en légère traction.

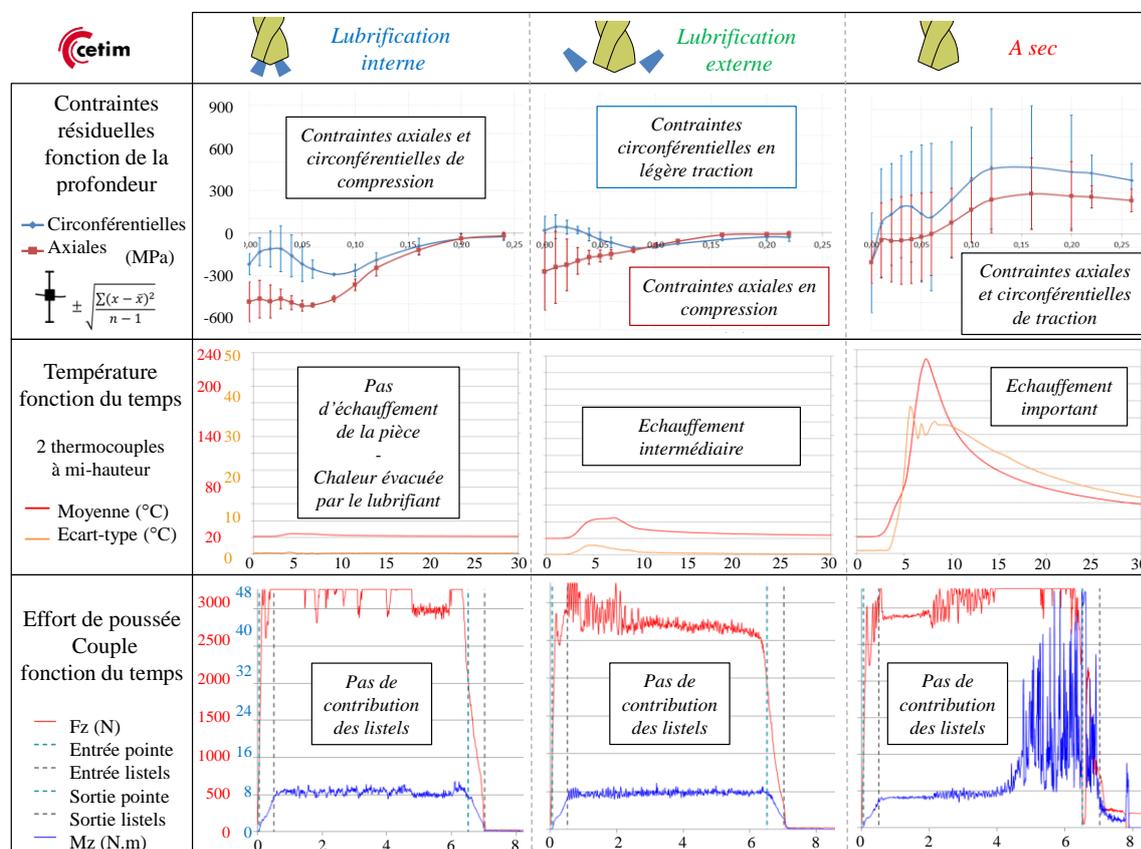


Figure 74: Résumé des essais de perçage dans le cas du 15-5PH

### 3.6.4 Discussions

Les tendances présentées pour les trois matériaux sont semblables. Au niveau des températures, l'échauffement est maximal à sec, intermédiaire en lubrification externe et insignifiant en lubrification interne.

Pour le 316L, le pic de température pour chaque thermocouple correspond au passage des becs du foret, le volume important de la pièce ne permet pas une élévation homogène de la température dans la pièce.

Pour les deux autres matériaux, le volume est petit, l'échauffement de la pièce est homogène. De plus les difficultés localisées en fin de perçage (évacuation des copeaux)

entraînent un chargement thermique qui progresse au cours du perçage. Ainsi les températures maximales sont obtenues pour tous les thermocouples à la fin du perçage.

L'effort de poussée et le couple relevés sont les indicateurs des difficultés à percer. Pour le perçage à sec du 316L, l'influence des listels est identifiée puis la contribution à l'évacuation du copeau est présente jusqu'à la fin du perçage. Avec le 15-5PH et l'Inconel 718, il n'y a pas de contribution des listels et les difficultés sont localisées en fin de perçage et sont importantes vis-à-vis des efforts liés à la coupe.

Au niveau des contraintes résiduelles, les mécanismes d'apparition semblent identiques avec une importance des phénomènes mécaniques et thermiques en fonction des modes de lubrification. Les différences entre les cas se situent principalement au niveau des formes des gradients de contraintes résiduelles, des valeurs des pics et des écarts-types.

### 3.7 Conclusion du chapitre

Ce chapitre préalable au développement des modèles numériques de prédiction des contraintes résiduelles est crucial. Il a permis de mettre en évidence les phénomènes intervenants dans l'apparition des contraintes résiduelles pour trois modes de lubrification et pour trois matériaux. Pour le cas du 316L, l'étude a été poussée plus loin afin d'analyser tous les indicateurs des contraintes thermiques et mécaniques induites au cours du perçage et les conséquences sur l'intégrité de surface. Etant donné que les températures mesurées et les efforts mis en œuvre au cours du perçage sont les indicateurs principaux et que les contraintes résiduelles correspondent à la conséquence du perçage qui nous intéresse le plus dans notre étude, ils sont présentés pour l'Inconel 718 et le 15-5PH.

Les tendances du mode de lubrification sur l'échauffement et sur les contraintes résiduelles pour le 316L se retrouvent dans les cas du 15-5PH et de l'Inconel 718. Une attention particulière a été portée sur l'explication des phénomènes conduisant à des contraintes résiduelles de traction ou de compression et sur l'explication de la contrainte résiduelle circonférentielle qui est toujours supérieure à la contrainte résiduelle axiale.

Ce chapitre a donc eu un rôle important sur la compréhension des phénomènes à modéliser pour prédire les contraintes résiduelles. Il permettra également de valider les modèles numériques en utilisant des données expérimentales fiables. A ce titre, une étude précise des zones de mesures de température a été faite en tenant compte de la position du

thermocouple dans la pièce et de la position de la soudure chaude dans le thermocouple. Les gradients de contraintes résiduelles analysées permettront de valider les modèles numériques de prédiction des contraintes résiduelles et sont donc des données primordiales pour notre étude. Là-aussi pour obtenir des données fiables, des précautions ont été prises en appliquant un traitement thermique de détensionnement avant perçage et en validant la méthode de découpe de l'échantillon préalable à l'analyse.

Pour conclure, la lubrification interne est le cas permettant de garantir l'intégrité des surfaces percées. Une attention particulière sur le fonctionnement du dispositif de lubrification est nécessaire dans un contexte industriel produisant des pièces à haute criticité.

# Chapitre 4. Simulation thermomécanique du procédé de perçage

## 4.1 Objectifs

Les travaux présentés dans ce chapitre cherchent à pallier aux difficultés rencontrées dans l'utilisation des modèles numériques de simulation du perçage actuels. La durée importante des calculs ne permet pas de simuler des temps de perçage assez longs pour que les phénomènes thermiques vécus par la pièce percée soient correctement représentés. Un état des lieux des travaux réalisés et des techniques utilisées dans la simulation numérique de l'usinage est présenté.

L'importance des phénomènes thermiques dans l'estimation de l'intégrité de surface du perçage a été démontrée dans le chapitre précédent. L'objectif de ce chapitre est de présenter une méthode capable de prédire les champs thermiques induits par l'opération de perçage avec un temps de calcul acceptable et pour des profondeurs percées significatives.

## 4.2 Etat de l'art

### 4.2.1 La simulation numérique de l'usinage

Les verrous scientifiques et les difficultés rencontrés dans la simulation numérique de l'usinage sont divers. Un des points bloquants est lié aux déformations importantes que subit la matière et qui conduit à développer de nouvelles méthodes numériques afin de réduire le temps de calcul. Une présentation des différentes méthodes de simulation (lagrangienne, eulérienne, ALE) a été faite au paragraphe 1.2.3. Les avantages et les inconvénients de chacune ont été présentés. Pour les méthodes lagrangiennes, le maillage est solidaire de la matière et permet le calcul direct du champ de déplacements. Ceci facilite l'obtention des contraintes résiduelles. Elles présentent cependant des difficultés lors de la simulation de l'enlèvement de matière avec des distorsions de maillage possibles lors de la génération du copeau, elles sont efficaces pour de petites déformations. Les méthodes eulériennes dissocient le maillage de l'écoulement, le maillage est fixe. Elles permettent de caractériser le mouvement d'une particule à un instant donné sans préjuger de sa trajectoire. Elles fonctionnent très bien pour de grandes

déformations mais nécessitent de connaître a priori la géométrie de l'écoulement étudié (le copeau dans le cas de l'usinage). La méthode ALE permet d'avoir une vitesse d'écoulement différente de la vitesse du maillage qui n'est pas nécessairement nulle [77].

L'usinage met en œuvre des déformations, des taux de déformations et des températures très élevées qui nécessitent une connaissance des matériaux étudiés dans ces plages de sollicitations. Soo *et al* [78] présentent des travaux sur la modélisation de la coupe et du fraisage boule de l'Inconel 718. Un dispositif Geeble® permet de caractériser le comportement du matériau à des températures supérieures à 850°C et à des vitesses de déformations supérieures à 100 s<sup>-1</sup>. En usinage, les conditions de contact peuvent également jouer un rôle significatif et doivent être caractérisées. Bahi *et al* se sont intéressés aux lois de frottement dans les contacts outil/copeau lors de l'usinage [79] [80].

## 4.2.2 La simulation numérique du perçage

### 4.2.2.1 Identification des températures à partir de mesures expérimentales

Certains modèles numériques utilisés en perçage s'appuient sur des résultats obtenus expérimentalement afin de caractériser les chargements thermiques et mécaniques subis par la matière au cours du perçage. Certains auteurs exploitent des relevés expérimentaux de températures pour déterminer les flux thermiques perçus par l'outil ou sur la surface percée. De Sousa *et al* [81] utilisent une méthode inverse basée sur les fonctions de Green [82] afin de déterminer le flux thermique vu par la surface en fond de perçage à partir de quatre mesures de températures par thermocouples. Ils utilisent ensuite ce flux dans une simulation numérique afin d'étudier l'influence du coefficient de convection sur les températures calculées. Huang *et al* [83] présentent également une méthode inverse. Elle permet à partir de quatre mesures de températures par thermocouples placés sur la dépouille du foret de déterminer le flux thermique et le champ de températures dans celui-ci.

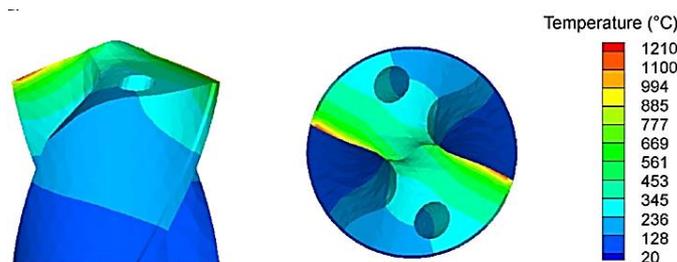


Figure 75: Champs de températures sur le foret (Li et Shih [84])

Ces techniques consistent à s'affranchir des difficultés liées à la simulation de l'enlèvement de matière en perçage en exploitant des données expérimentales.

#### 4.2.2.2 Approche analytique d'identification des chargements mécaniques et thermiques

L'approche analytique consiste à réaliser une discrétisation de l'arête de coupe et à identifier le flux généré sur chaque portion à partir des vitesses et des efforts locaux. Bono et Ni [85] développent un modèle éléments finis axisymétrique pour déterminer la chaleur dissipée dans une pièce pendant une opération de perçage. L'effort de poussée et le couple mesurés expérimentalement sont utilisés dans des modèles analytiques pour caractériser la génération de chaleur après discrétisation de l'arête de coupe. Une validation expérimentale est faite par instrumentation de thermocouples. Bono et Ni [86] utilisent le modèle éléments finis qu'ils ont développé précédemment pour déterminer l'endroit du foret où la température est maximale en cours de perçage. Ils expliquent comment la température dans la zone centrale d'indentation peut dépasser la température au niveau des arêtes de coupe principales (qui est normalement la zone où l'énergie dissipée est la plus importante à cause de la vitesse de coupe qui croît en allant à l'extérieur). Ils expliquent que la plupart des modèles établis auparavant ne tiennent compte que du frottement à l'interface outil/pièce dans la génération de chaleur. Ce frottement est en effet le plus important en périphérie à cause de la vitesse impliquée. Dans leur étude, ils tiennent compte également de la chaleur générée par le cisaillement des couches de matière. Ce cisaillement est beaucoup plus important dans la zone d'indentation où les conditions de coupe sont beaucoup moins favorables qu'en périphérie. Ainsi il justifie que la zone d'indentation est la zone où la température est maximale pour l'outil. Shen *et al* [23] présentent un modèle numérique permettant de calculer les températures sur un foret dans le cas du forage. Le flux thermique en entrée du modèle est déterminé à partir de l'effort et de la vitesse relative entre l'outil et le copeau. Une validation par le biais d'instrumentations de thermocouples est réalisée. Strenkowski *et al* [87] développent un modèle éléments finis 2D basé sur une approche analytique afin de déterminer l'effort de poussée et le couple en perçage. L'enlèvement de matière n'est pas représenté, la géométrie est connue a priori et une simulation eulérienne permet de calculer les efforts pour chaque zone discrétisée. Ces efforts locaux sont ensuite combinés pour déterminer le couple et l'effort de poussée.

Grzesik [88] présente une approche analytique et un modèle numérique permettant de déterminer la température dans l'outil et la pièce dans un cas d'usinage en coupe

orthogonale (représentation 2D). Cette approche permet de tenir compte de trois épaisseurs de revêtement différentes. Une validation par comparaison avec des valeurs expérimentales mesurées à l'interface outil/copeau est faite.

#### 4.2.2.3 Simulation numérique 2D de l'enlèvement de matière en perçage

Pour aller plus loin dans le développement des modèles numériques, d'autres auteurs ont travaillé sur la simulation de l'enlèvement de matière pendant le perçage. Des problématiques s'ajoutent à celles rencontrées dans le cadre de l'usinage. La géométrie variable le long de l'arête de coupe et au niveau de l'âme du foret associée à des vitesses différentes en fonction de la position créent d'importantes variations des conditions de coupe. Au niveau du centre du foret, les angles de coupe négatifs et la faible vitesse de coupe créent un refus de coupe avec un refoulement de la matière qui est difficile à modéliser.

Wu and Han [89] cherchent à prédire la température maximale atteinte en perçage. Pour cela ils utilisent des modèles de coupe 2D pour différentes positions sur l'arête de coupe et trois codes de calcul Abaqus [90], Deform-2D [91] et Advantedge [92]. Ils font évoluer les paramètres de coupe et montrent qu'une augmentation de l'avance ou de la vitesse de coupe provoque une élévation de la chaleur générée au contact entre l'outil et le copeau et donc de la température.

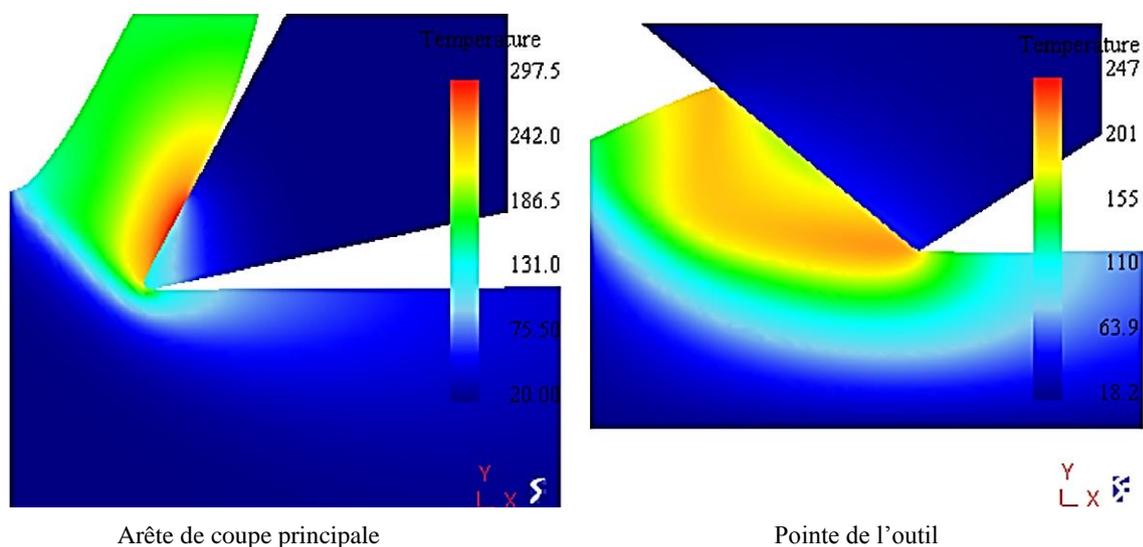


Figure 76: Températures au centre du foret et sur l'arête de coupe (Deform-2D) [89]

Ozcelik et Bagci [13] s'intéressent à la température et aux efforts en perçage. Ils utilisent un modèle numérique de coupe 2D pour représenter la coupe en perçage. Le

code de calcul Third Wave AdvantEdge est utilisé pour étudier la température et les déformations plastiques dans un acier AISI 1040 et un aluminium Al 7075-T651.

#### 4.2.2.4 Simulation numérique 3D de l'enlèvement de matière en perçage

Les modèles numériques présentés s'affranchissent parfois de la phase de pénétration du foret (le cône d'entrée est créé dans la CAO de la pièce) et de la zone centrale (en faisant un pré-perçage).

Nan *et al* [93] présentent un modèle numérique simulant le perçage de trous de diamètre 3 mm dans l'acier AISI 1045. Les dimensions de la pièce percée et du foret sont réduites au maximum. Ils ne simulent pas la phase de pénétration du foret mais étudient l'influence de l'âme du foret sur l'effort de poussée en réalisant une simulation avec pré-perçage et une sans. Ils s'intéressent également à la morphologie des copeaux. Afin d'obtenir numériquement une morphologie correcte un maillage fin est nécessaire. Le temps de perçage simulé est de 0,03 s, le temps de calcul n'est pas précisé.

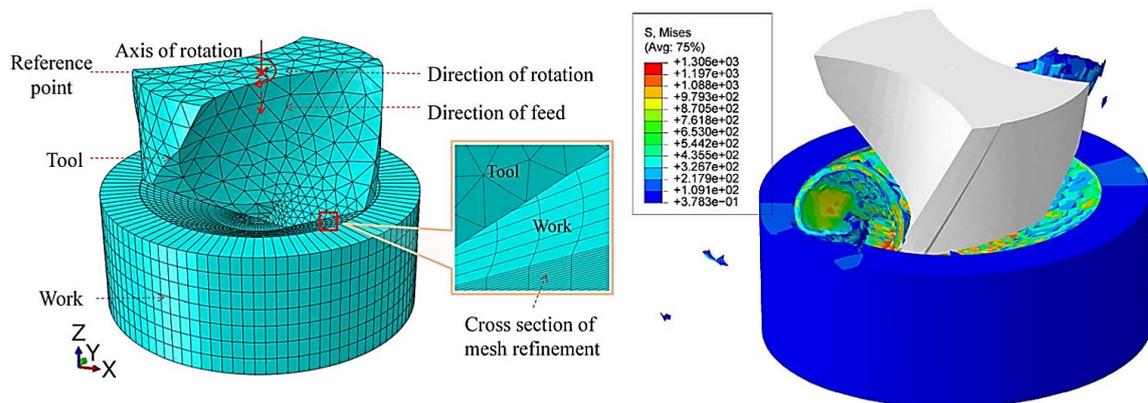


Figure 77: Présentation du modèle numérique de perçage dans Abaqus/Explicit [93]

Jrad [47] [94] s'intéresse à la modélisation numérique par éléments finis. Il a utilisé Advantedge et Deform en 2D pour tester les capacités des logiciels à reproduire la segmentation du copeau en coupe orthogonale (loi d'endommagement, raffinement du maillage dans la bande de cisaillement). Il présente également les résultats obtenus dans le cas d'un perçage 3D et les difficultés au niveau des temps de calcul. Il s'intéresse à l'effort de poussée, au couple, à la géométrie du copeau qu'il compare à des données expérimentales. Enfin il observe les températures numériques à l'interface outil/copeau en faisant varier la géométrie de l'outil. Les temps de perçage simulés ne sont pas assez importants pour fournir des températures cohérentes dans la pièce percée. Cependant il

est mis en évidence que les températures les plus élevées sur le foret se situent en périphérie (où la vitesse de coupe est importante).

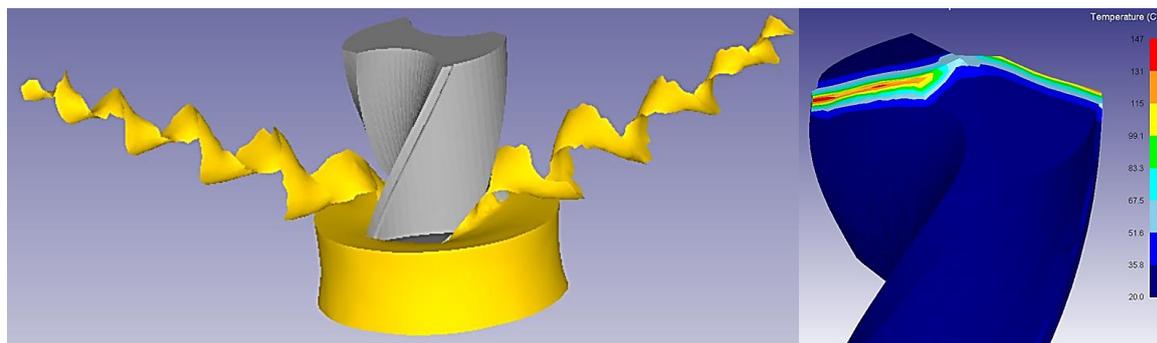


Figure 78: Simulation du perçage avec Deform-3D [47]

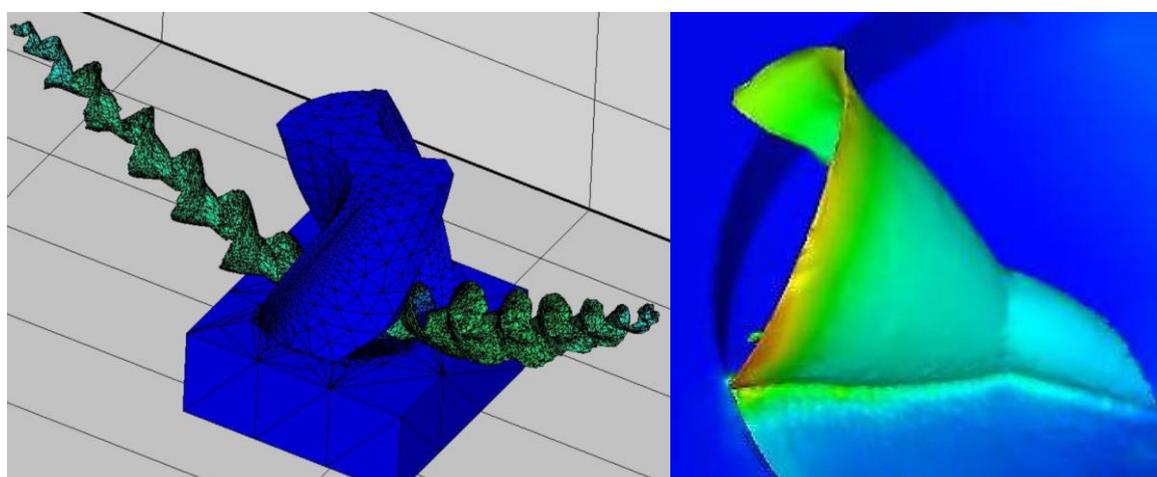


Figure 79: Simulation du perçage avec Advantedge [47]

Shen and Ding [95] présentent une approche numérique permettant de prédire les modifications microstructurales en surface d'un trou percé dans un acier AISI 1060. Advantedge est utilisé pour simuler le perçage sur un temps court (0,012 s), la température et l'état de contraintes sont extraits et appliqués dans un modèle numérique développé sous Abaqus afin de simuler les changements microstructuraux. Finalement une validation expérimentale met en évidence la capacité du modèle à simuler l'apparition de la couche blanche liée à la fois aux transformations de phase pilotées thermiquement et à la fois au raffinement de la taille des grains piloté mécaniquement. Cette technique utilisée en usinage consiste à représenter l'enlèvement de matière jusqu'à la stabilisation des phénomènes mécaniques et non thermiques. Ensuite les chargements mécaniques et thermiques extraits sont exploités dans une seconde simulation construite de sorte à atteindre la stabilisation des phénomènes thermiques. Il est ainsi possible de représenter

correctement les phénomènes dépendants de la thermique du perçage comme la métallurgie.

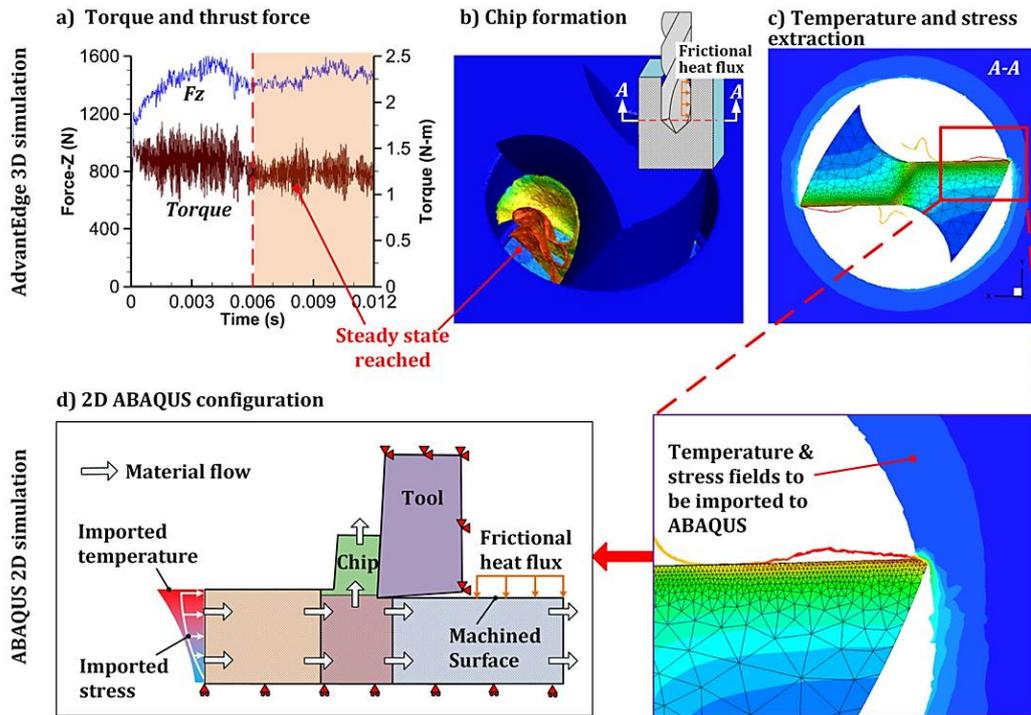


Figure 80: Stratégie de simulation et résultats [95]

Abouridouane *et al* [96][97][98] s'intéressent au micro perçage et à l'effet de la réduction du diamètre de perçage (comparaison entre un foret de diamètre 1 mm et 50  $\mu\text{m}$ ). Ils développent un modèle de micro-perçage dans DEFORM 3D qui permet de prédire correctement l'effort de poussée et le couple en perçage. Le modèle permet de prendre en compte la microstructure perlito-ferritique de l'acier C45. Les simulations sont simplifiées afin de minimiser les temps de calcul et les phénomènes thermiques ne sont pas étudiés.

Marusich *et al* [99] présentent un modèle numérique 3D de perçage réalisé sous Third Wave Advantedge pour des forets monobloc et des forets à plaquettes. Le maillage est adaptatif, les importantes vitesses de déformation sont considérées avec des lois de comportement et de frottement adaptées. Une analyse des efforts et du couple obtenus est faite par comparaison à des valeurs expérimentales. La difficulté liée à ce type de modèle est le temps de calcul par rapport à l'avance simulée. L'effort de poussée et le couple numérique sont présentés pour une profondeur allant de 1,1 mm à 1,114 mm. Un pré-perçage est effectué avant de lancer la simulation pour gagner du temps, le temps de simulation n'est pas précisé.

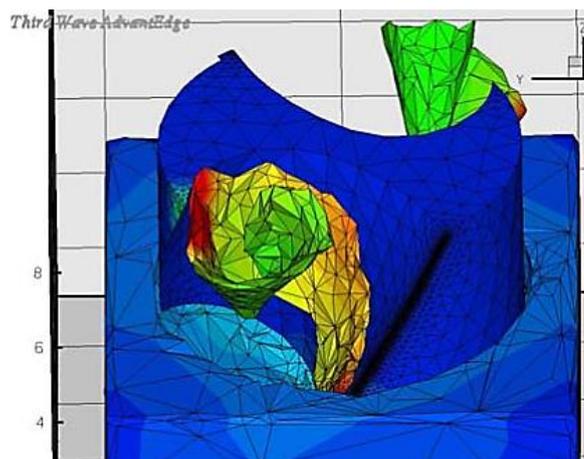


Figure 81: Copeaux obtenus dans Advantedge pour un foret monobloc [99]

Muhammad *et al* [100] présentent un modèle numérique de simulation du perçage développé avec le code MSC Marc Mentat [101]. Ils étudient l'influence de plusieurs paramètres (avance, vitesse de coupe) sur les niveaux de températures en perçage. Une augmentation de l'avance ou une augmentation de la vitesse de coupe provoque une augmentation de la température. Le temps simulé est de 0,035 s. Très souvent les modèles numériques simulant une opération de perçage utilisent une modélisation lagrangienne dans laquelle le maillage est lié à l'écoulement de la matière.

#### 4.2.2.5 Simulation numérique de l'apparition de bavures en perçage

Guo et Dornfeld [102] présentent un modèle numérique 3D de perçage du 304L permettant de simuler l'apparition de bavures. Ils simulent uniquement la sortie du foret. Le temps de simulation est de 40 heures. L'étape de formation de la bavure est correctement représentée. Segonds *et al* [103] expliquent les phénomènes d'apparition de bavures en perçage. Ils établissent un modèle afin de prédire leur apparition. Il met en avant les tendances liées aux vitesses sur l'apparition des bavures au cours du perçage d'un alliage d'aluminium 2024 T354. Isbilir et Ghassemieh [104] présentent un modèle numérique 3D du perçage de composites en fibre de carbone. Le modèle numérique donne des résultats satisfaisants pour l'effort de poussée mais pas pour le couple.

#### 4.2.3 Résumé de l'état de l'art

L'état de l'art présente d'abord les méthodes les moins prédictives et termine avec les méthodes intégrant le plus de simulation numérique. La plupart des études ont comme point commun de rechercher les champs thermiques subis par le foret et/ou la pièce afin de déterminer leur endommagement (usure de l'outil, changements métallurgiques et

déformations plastiques de la matière). D'autres études s'intéressent à l'effort de poussée et au couple afin d'identifier l'apparition de bavures. Ces dernières ne concernent pas directement le projet de thèse mais contribuent à la modélisation du perçage en général.

En ce qui concerne les études sur la chaleur transmise à la pièce ou l'outil, le premier paragraphe décrit des études basées sur des mesures expérimentales de températures en différents endroits. Une autre méthode est de mesurer expérimentalement l'effort de poussée et le couple pendant le perçage et d'utiliser des modèles analytiques afin d'identifier la contribution de chaque portion d'arête sur la chaleur générée. Pour ces deux méthodes, la modélisation numérique est uniquement utilisée pour connaître les températures en tout point de l'outil ou de la pièce à partir des données d'entrée expérimentales (températures mesurées, ou flux thermiques issus des efforts).

Les méthodes numériques les plus prédictives sont présentées au paragraphe suivant. Elles représentent l'enlèvement de matière pendant l'opération de perçage et simulent ainsi la génération du copeau et les phénomènes physiques associés. Les premières méthodes font appel à une discrétisation de l'arête de coupe qui permet de revenir à des modèles numériques de coupe 2D beaucoup plus simples. Elles présentent l'avantage d'être rapides mais ne permettent pas de tenir compte de certains phénomènes comme les interactions entre les listels et la surface percée et font appel à des hypothèses simplificatrices. Enfin les modèles 3D sont présentés. Ils permettent de tenir compte de tous les phénomènes physiques se produisant au cours du perçage, de calculer directement la température dans toute la pièce percée et de calculer les paramètres liés à l'histoire vécue de la matière (déformation plastique). Les caractéristiques liées au perçage rendent néanmoins difficiles la simulation de la séparation de la matière dans la zone centrale (refus de coupe et indentation). Dans la zone où la coupe est plus favorable, la génération du copeau n'est pas aisée non plus. La représentation lagrangienne utilisée nécessite des remaillages successifs très coûteux et l'utilisation d'une loi d'endommagement complexe. Dans les modèles présentés, les temps et les profondeurs de perçage simulés sont faibles (temps inférieur à la seconde et profondeur inférieure au millimètre), les temps de calcul associés ne sont souvent pas exprimés. A ce propos, les travaux de thèse de Jrad mettent en avant cet inconvénient lié au temps de calcul, plusieurs semaines de calcul sont nécessaires à la simulation d'un trou de quelques millimètres de profondeur. Dans ces conditions, il est difficile d'obtenir des champs thermiques stabilisés dans la pièce percée en vue de l'étude de l'intégrité de celle-ci.

### 4.3 Une nouvelle stratégie de simulation

L'objectif principal de cette partie est de mettre au point une simulation de l'enlèvement de matière suffisamment longue de manière à obtenir les valeurs de thermique et de mécanique en régime stabilisé tout en nécessitant un temps de calcul raisonnable.

#### 4.3.1 Modélisation thermomécanique du perçage

L'objectif de la simulation présentée ici est de représenter l'échauffement thermique induit par les hautes déformations plastiques de la matière qui se produisent au cours d'une opération de perçage. Pour cela, une simulation thermomécanique de l'écoulement de la matière dans la zone d'enlèvement de matière est mise en place. En considérant que la vitesse de déformation est essentiellement due au comportement viscoplastique de la matière, les vitesses de déformations élastiques et thermiques de la pièce sont négligées. Dans ce contexte, les équations de la mécanique qui décrivent l'équilibre des contraintes et l'incompressibilité plastique s'écrivent comme suit:

$$\begin{cases} \overrightarrow{div}(2\mu\overline{D}) + \overrightarrow{grad}(p) = \vec{0} \\ div(\vec{v}) = 0 \end{cases} \quad (1)$$

$$(2)$$

$\overline{\sigma}$  représente le tenseur des contraintes de Cauchy, il se décompose en une partie déviatorique  $\overline{S}$  et une partie sphérique  $p\overline{I}$ ,  $p$  représentant la pression.  $\overline{D}$  correspond au tenseur des taux de déformation, il se calcule à partir de la vitesse matérielle  $\vec{v}$ :

$$\overline{D} = \overline{D}_e + \overline{D}_{th} + \overline{D}_{vp} \approx \overline{D}_{vp} \text{ avec } \overline{D}_{vp} = \frac{1}{2}(\overrightarrow{grad}\vec{v} + \overrightarrow{grad}^T\vec{v}) \quad (3)$$

L'intérêt de cette approche est d'être simple puisqu'elle ne fait pas intervenir les effets d'histoire (cumul de l'endommagement, déformation plastique) et les effets d'inertie [105]. Elle est conçue pour s'affranchir du suivi de la matière dans son mouvement. La contribution de l'inertie est négligeable vis-à-vis des effets visqueux, l'hypothèse de Stokes est vérifiée. Cela correspond à de faibles nombres de Reynolds.

L'échauffement induit par les phénomènes mécaniques est ensuite déduit grâce à l'équation de la thermique :

$$0,9 * \overline{\sigma} : \overline{D} + div\left(\lambda \overrightarrow{grad}(T)\right) = \rho C_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + \overrightarrow{v}_{conv} \cdot \overrightarrow{grad}(T)\right) \quad (4)$$

0,9 est le coefficient de Taylor-Quiney [106]. Il représente la proportion du produit des contraintes et du taux de déformation qui dissipe sous forme de chaleur.  $\overrightarrow{v_{conv}}$  représente la vitesse de convection de la matière qui peut être définie avec une approche ALE de la manière suivante:

$$\overrightarrow{v_{conv}} = \overrightarrow{v_{mat}} - \overrightarrow{v_{mesh}} \quad (5)$$

Si  $\overrightarrow{v_{mesh}}$  est nulle, la représentation est eulérienne. Si  $\overrightarrow{v_{mat}} = \overrightarrow{v_{mesh}}$ , le maillage suit la matière, la représentation est lagrangienne et la vitesse de convection est nulle. Enfin si  $\overrightarrow{v_{mat}} \neq \overrightarrow{v_{mesh}}$  et  $\overrightarrow{v_{mesh}} \neq \vec{0}$ , la configuration est ALE, un terme de transport représenté par  $\overrightarrow{v_{conv}}$  permet de tenir compte des vitesses relatives entre la matière et le maillage.

L'intégration temporelle implicite utilisée contribue à l'utilisation de grands pas de temps puisque cette technique est inconditionnellement stable. Ce n'est pas le cas de l'intégration explicite pour laquelle il existe un pas de temps au-dessus duquel le calcul n'est pas stable.

*Schéma d'intégration Euler implicite:*

$$\frac{\partial T}{\partial t}_{t+\Delta t} \approx \frac{T_{t+\Delta t} - T_t}{\Delta t} \quad (6)$$

#### 4.3.2 Nouvelle méthode R-ALE pour la simulation du perçage

La méthode R-ALE (Rigid-ALE) présentée est basée sur une approche ALE associée à un maillage complètement rigide. Entre deux étapes de calcul, le maillage est déplacé mais non déformé. Aucun remaillage n'est donc nécessaire entre deux étapes de calcul. La Figure 82 présente les différents éléments de maillage de la simulation. La Figure 83 met en avant le positionnement des maillages les uns par rapport aux autres en début, au milieu et en fin de simulation.

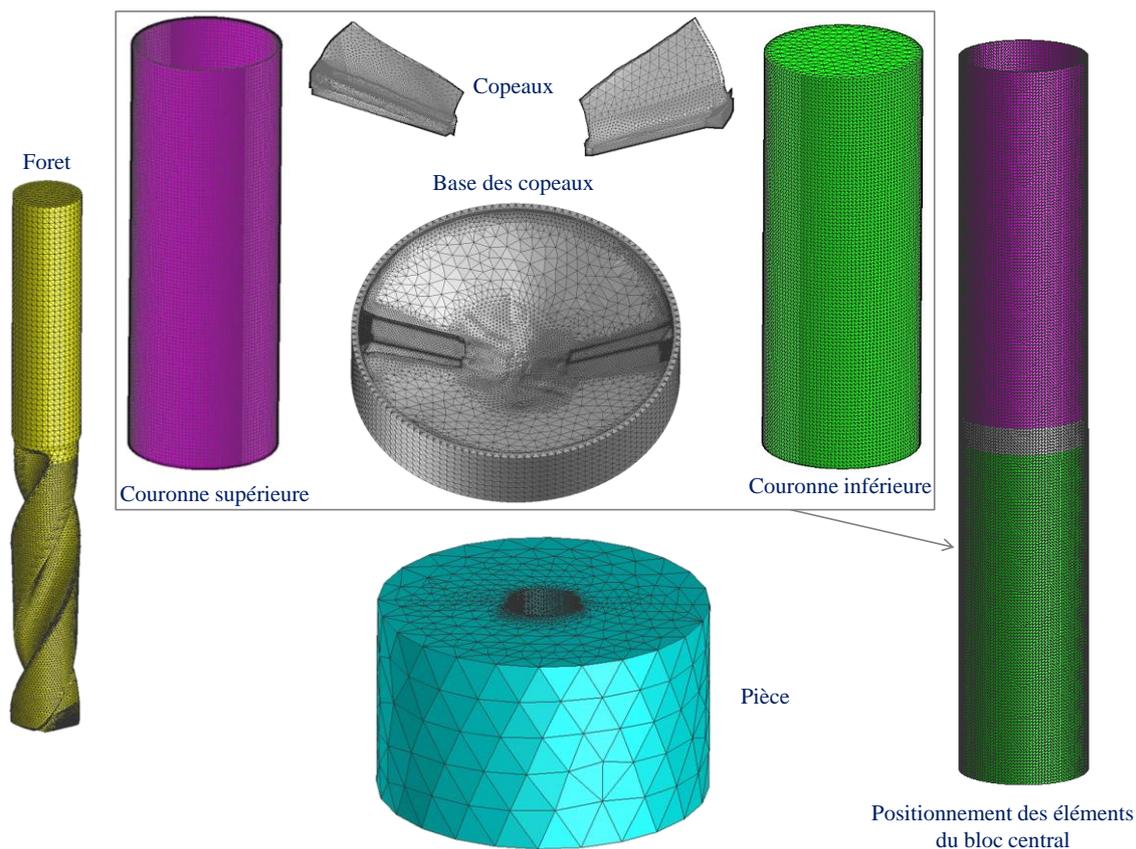


Figure 82: Éléments du maillage

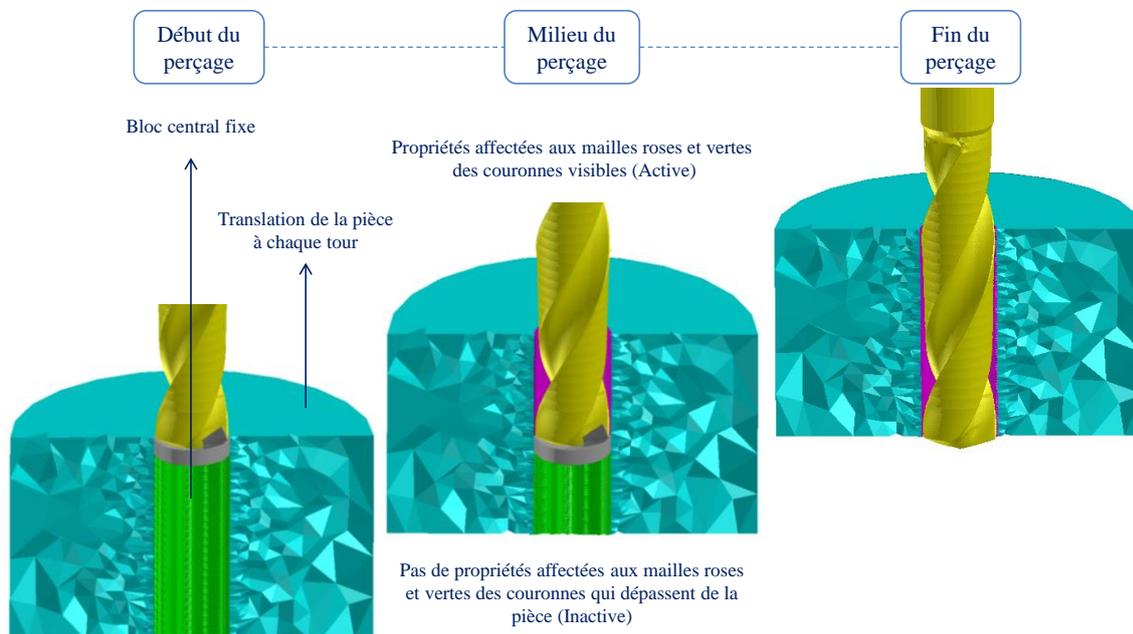


Figure 83: Positionnement des éléments de maillage à différentes étapes de calcul

Au cours de la simulation, le foret est immobile et la pièce tourne et monte afin de respecter la trajectoire hélicoïdale induite par le procédé. Le problème mécanique n'est

résolu que dans les copeaux (Figure 82). Ailleurs les vitesses sont connues avant le calcul et le calcul est purement thermique, les vitesses sont définies pour chaque partie du maillage dans le Tableau 4.

Tableau 4: Vitesses matérielle, maillage et de convection pour chaque partie du maillage

	$\vec{v}_{\text{mat}}$	$\vec{v}_{\text{mesh}}$	$\vec{v}_{\text{conv}}$	Config.	Type de calcul
Foret	$\vec{0}$	$\vec{0}$	$\vec{0}$	Lagrange	Thermique
Couronnes et base du copeau	$-\vec{\omega} \wedge \overrightarrow{OM}$ $-\vec{V}_f$	$\vec{0}$	$-\vec{\omega} \wedge \overrightarrow{OM}$ $-\vec{V}_f$	Euler	Thermique
Pièce		$-\vec{V}_f$	$-\vec{\omega} \wedge \overrightarrow{OM}$	ALE	Thermique
Copeaux	Simulée	$\vec{0}$	Simulée	Euler	Thermomécanique

$\vec{\omega}$  est le vecteur taux de rotation instantanée du foret, O est un point situé sur l'axe de rotation et M est un point matériel de la partie du maillage étudiée.

Afin de résoudre le calcul mécanique dans les copeaux, la vitesse imposée à la partie « Copeaux » à l'interface entre la base des copeaux et les copeaux est  $-\vec{\omega} \wedge \overrightarrow{OM} - \vec{V}_f$ . La vitesse en tout point des copeaux est ensuite calculée à partir de la vitesse imposée et en résolvant les équations de la mécanique (1) et (2).

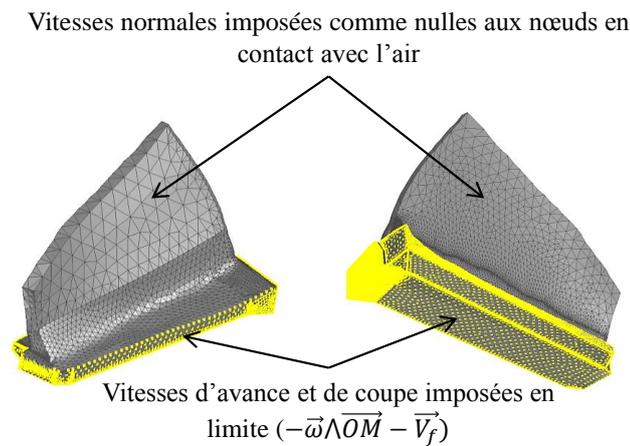


Figure 84: Définition des vitesses imposées dans la zone thermomécanique

La Figure 82 et la Figure 83 présentent les différents éléments constituant le maillage et leurs positions relatives à différentes étapes du calcul. Le seul maillage qui est déplacé pendant le calcul est celui de la pièce. Les autres restent fixes. A chaque étape de calcul, les couronnes roses et vertes qui dépassent de la pièce ne sont pas considérées. La vitesse de convection des couronnes dispose d'un terme  $(-\vec{V}_f)$  supplémentaire par rapport à la vitesse de convection de la pièce. Ce terme permet le transport des champs de températures calculés afin de tenir compte des mailles activées et désactivées à l'étape de calcul suivante. La continuité des champs est assurée entre le bloc central (composé des couronnes vertes et roses et des copeaux en gris Figure 82) et la pièce.

En début de simulation, les couronnes vertes permettent de représenter une pièce non percée. A la fin, la présence de couronnes roses uniquement permet de représenter la pièce percée avec un trou débouchant. Pour représenter un trou non débouchant, il suffit d'arrêter la simulation à une étape intermédiaire et de lancer le refroidissement à partir de cette étape de calcul. La Figure 86 détaille le processus de simulation permettant d'obtenir un fichier résultat à chaque étape de calcul du perçage et à chaque pas de temps du refroidissement.

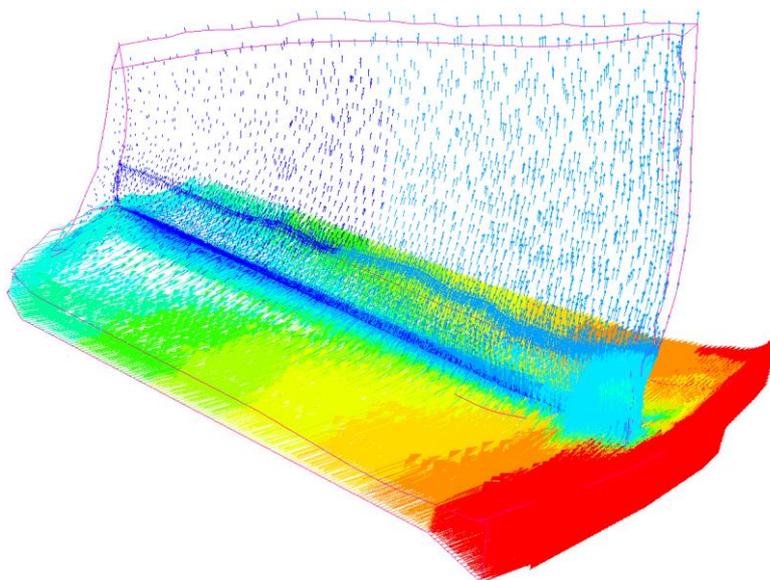


Figure 85: Exemple de vitesses calculées dans le copeau

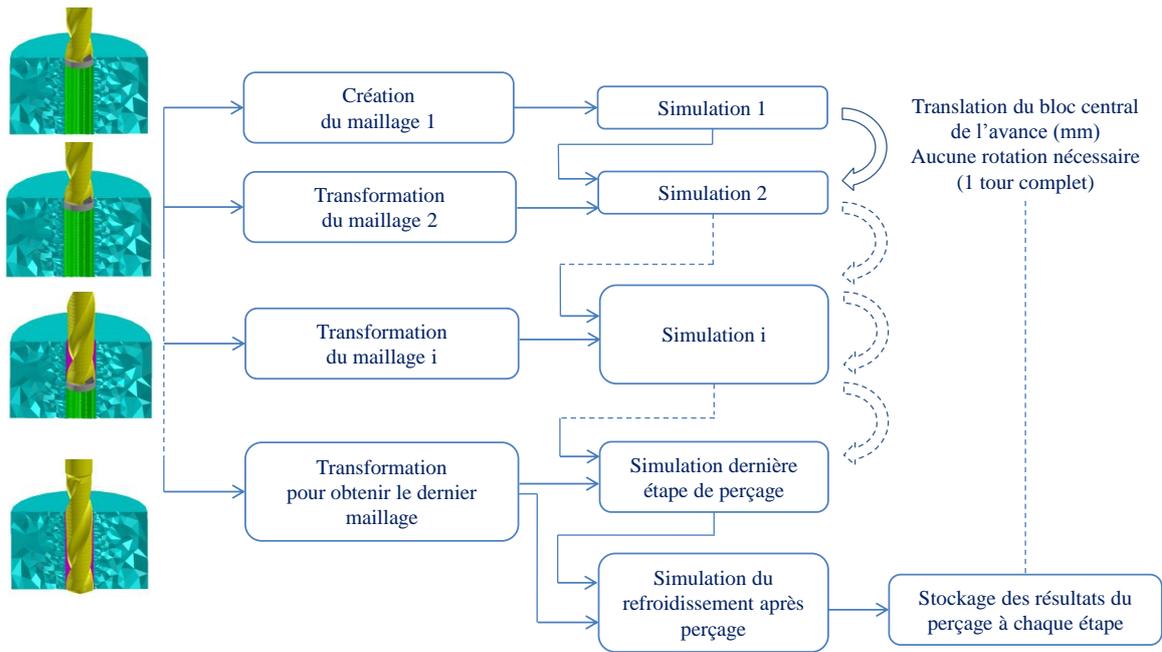


Figure 86: Processus de simulation du perçage

Les différentes étapes de calcul permettent de simuler un instant donné du perçage à chaque tour du foret. Entre deux étapes le maillage du bloc central descend de la valeur de l'avance par tour, les mailles actives lors du calcul sont celles contenues dans la pièce.

A chaque étape, un calcul est réalisé, les maillages sont fixes, les vitesses de coupe (rotation) et d'avance (translation) sont imposées à la pièce. Cette simulation représente l'écoulement de la matière (assimilée à un fluide) à travers le maillage. La sortie du copeau et la base sont perméable (composante normale et tangentielle pour le vecteur vitesse) tandis que les surfaces en contact avec l'air sont imperméables (pas de composante normale pour le vecteur vitesse).

Les vitesses d'écoulement de la matière à travers les copeaux sont présentées en Figure 85. Les vitesses de coupe et d'avance sont imposées à tous les nœuds de la zone thermique (Tableau 4) et aux nœuds de la frontière entre les zones thermique et thermomécanique (Figure 84). Ce dernier représente une des conditions aux limites permettant le calcul des vitesses dans la zone thermomécanique (copeaux). La seconde condition est la vitesse normale imposée comme nulle aux nœuds en contact avec l'air ( $\vec{v}_a \cdot \vec{n}_a = 0$ ). Ainsi à ces nœuds la vitesse est uniquement tangentielle et permet ainsi aux champs des vitesses de représenter un écoulement à l'intérieur du copeau.

A partir des vitesses d'écoulement, les taux de déformation sont calculés et utilisés pour remonter aux contraintes de cisaillement. Elles permettent ensuite d'obtenir

l'échauffement thermique en tout point à partir du produit du tenseur des taux de déformation avec le tenseur des contraintes.

#### 4.4 Obtention de la géométrie du copeau

La représentation eulérienne présente l'avantage de diminuer le temps de calcul et d'éviter l'utilisation de lois d'endommagement pour représenter l'enlèvement de matière. Cependant elle ne permet pas de représenter la génération de la géométrie du copeau nécessaire au calcul de l'écoulement à travers ce dernier. Pour l'obtenir, il est possible de faire appel à des simulations numériques avec une représentation lagrangienne ou d'utiliser des techniques expérimentales (Quick Stop Test). L'objectif du projet étant d'exploiter en priorité les techniques numériques, une étude de simulation du perçage sous DEFORM-3D a été faite afin d'obtenir la géométrie du copeau. L'étude réalisée est présentée mais les difficultés rencontrées ont conduit aux développements d'un dispositif expérimental qui sera également présenté.

Le logiciel DEFORM-3D dispose d'une interface permettant de mettre en place rapidement une simulation du perçage. Une fois les paramètres du procédé renseignés, une simulation avec les caractéristiques de base d'un point de vue résolution numérique peut être lancée. Les difficultés rencontrées au niveau des temps de calcul dans la phase de pénétration du foret et dans la génération du copeau au centre ont conduit à adapter la géométrie de la pièce. Le cône d'entrée et un pré-perçage sont donc créés en CAO. Afin de représenter au mieux la génération du copeau, des recommandations sont faites, la taille de maille dans la zone de génération doit être de la moitié de l'avance par tour et par dent (0,075 mm/tr/dent dans notre cas).

La Figure 87 met en évidence les difficultés rencontrées dans la génération des copeaux. Les deux cas étudiés présentent une différence au niveau de la taille du pré-perçage (diamètres de 2 mm et de 6 mm). Le cas avec un pré-perçage de 2 mm met en évidence des difficultés dans la génération du copeau au niveau des bords du foret. Le cas avec un pré-perçage de 6 mm est le plus flagrant avec d'un côté un copeau qui s'est formé correctement avec un enlèvement de matière continu et de l'autre un copeau qui ne se forme pas. A cette instabilité dans la génération du copeau s'ajoute un temps de calcul très important. Pour simuler une pénétration de 0,3 mm, six jours de calcul sont nécessaires avec un tiers attribué aux phases de remaillage et deux tiers à la phase de calcul des phénomènes physiques.

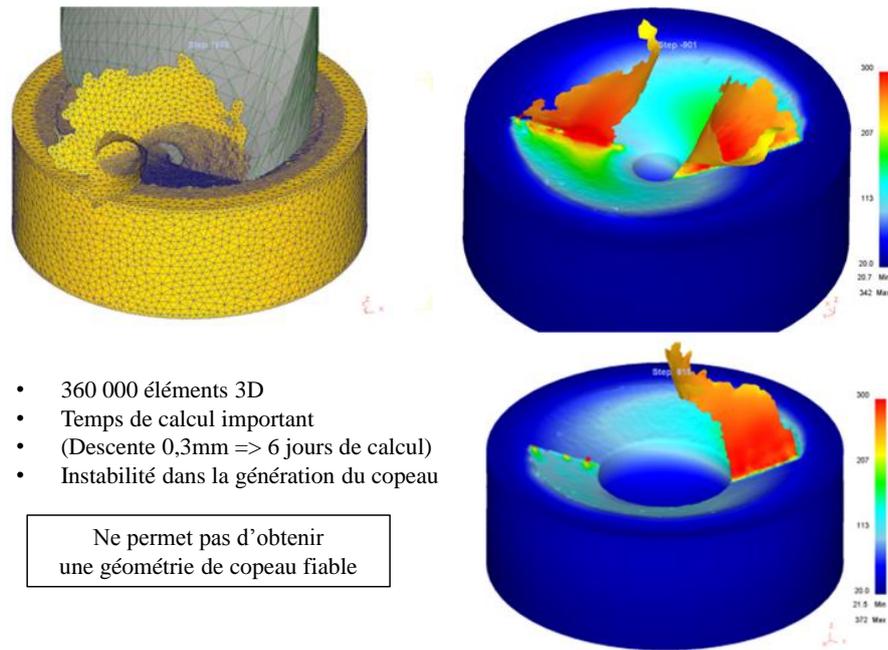


Figure 87: Mise en évidence des difficultés de génération du copeau

Cette étude a permis de conforter l'analyse faite lors de l'étude bibliographique sur l'utilisation des représentations lagrangiennes lors de la simulation du perçage avec des profondeurs percées significatives. Elles ne permettent pas à elle seule de représenter correctement les phénomènes thermiques. Elles peuvent cependant apporter une contribution à travers la géométrie du copeau et les chargements thermiques et mécaniques calculés mais les difficultés rencontrées ont orienté l'étude vers l'utilisation d'un dispositif expérimental plus fiable.

Un dispositif Quick Stop en usinage est un dispositif qui permet d'interrompre instantanément les mécanismes de coupe et permet ainsi d'obtenir la géométrie du copeau telle qu'elle est en cours d'usinage. Oxford est un des premiers à présenter un dispositif Quick Stop en perçage. Smolenicki *et al* [107] s'intéressent à la forme des copeaux en perçage et utilisent des dispositifs similaires. Ils réalisent des analyses tomographiques par ordinateur et par métallographie de micro sections. Des reconstitutions 3D des copeaux sont faites. Claudin a lui aussi développé et utilisé ce type de dispositif au cours de sa thèse [50]. Un dispositif semblable a donc été développé au LTDS pour permettre d'obtenir les géométries des copeaux pendant le perçage.

Le dispositif Quick Stop en perçage présenté Figure 88 est actionné par un vérin pneumatique double effet alimenté par le réseau d'air comprimé de l'atelier. Il agit avec une course faible de quelques millimètres sur l'anneau d'entraînement. Le mouvement de

rotation de ce dernier permet de déplacer les trois mors simultanément afin de bloquer et de libérer l'échantillon instantanément pour les trois contacts. Avant l'essai un échantillon de 20 mm de diamètre est placé sur la butée à billes. En actionnant le vérin, les trois mors se referment et bloquent l'échantillon. L'opération de perçage est lancée, après quelques millimètres de profondeur percés, la mise sous tension du distributeur permet l'ouverture instantanée du vérin et des mors qui libèrent l'échantillon. Montée sur une butée à billes elle-même disposé sur un ressort, l'échantillon est libre de suivre la trajectoire de l'outil, la vitesse de l'échantillon augmente instantanément et les efforts relatifs entre la matière et le foret deviennent nuls. Le plus rapidement possible, l'opération de perçage est stoppée, l'échantillon est extrait Figure 89.

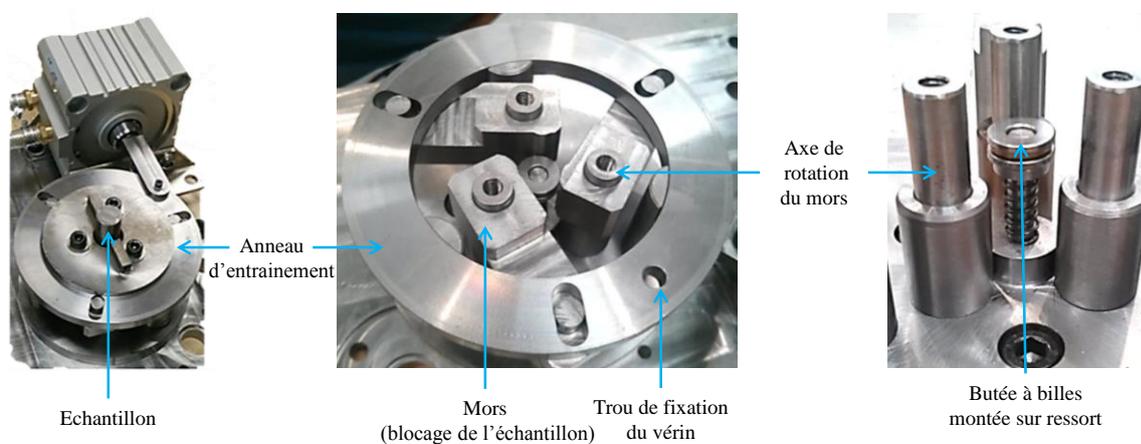


Figure 88: Présentation du dispositif Quick Stop Drilling

Les conditions de perçage utilisées sont celles étudiées pour le 316L. Le dispositif Quick Stop n'est pas adapté à l'utilisation de la lubrification. Le perçage est donc réalisé à sec. Le copeau est obtenu à une profondeur d'environ 10 mm de la face d'entrée, la géométrie obtenue n'est donc pas influencée par la phase de pénétration du foret ou par les difficultés de perçage pour des profondeurs supérieures. Lors de la réalisation des essais, plusieurs difficultés ont été rencontrées. La faible épaisseur du copeau liée à l'avance le rend très fragile. Lors des premiers essais, les échantillons utilisés de diamètre 20 mm disposaient d'une hauteur de 30 à 40 mm. Au moment où l'échantillon est libéré, les vitesses mises en jeu sont importantes et les copeaux doivent alors résister à l'effort d'inertie lié à la mise en mouvement de l'échantillon par le foret. Le moment d'inertie trop important des échantillons a conduit à la rupture des copeaux. La hauteur a donc été réduite à 15 mm et a permis ainsi de réduire l'effort d'inertie mis en jeu. La géométrie des copeaux pendant la phase de perçage a été obtenue pour les trois conditions d'étude du

projet (316L, Inconel 718 et 15-5PH). Le fonctionnement du dispositif est donc validé pour trois matériaux différents avec des conditions de perçage différentes. La géométrie des copeaux pour les trois conditions a été obtenue avec un scanner optique 3D Alicona. Le scan n'est pas réalisé en une seule fois, différents scans sont effectués à différents points de vue et une reconstruction automatique est faite par le logiciel Alicona en lui fournissant trois points caractéristiques de deux vues différentes.

La réussite pour obtenir un copeau est d'environ 50% : malgré les précautions prises, les copeaux restent fragiles et peuvent casser à la racine au moment de la libération de l'échantillon ou lors du retrait du foret après l'essai. Par manque de temps, une étude de répétabilité de la géométrie n'a pas été faite. Pour cela, pour les mêmes conditions, plusieurs copeaux devraient être scannés à l'Alicona puis comparés les uns aux autres. Ce dispositif expérimental peut également permettre d'étudier l'influence de la profondeur percée, l'influence des vitesses, du matériau sur la géométrie du copeau.

La reconstitution des surfaces et la création du maillage sont faites avec le logiciel de maillage Visual Mesh®.

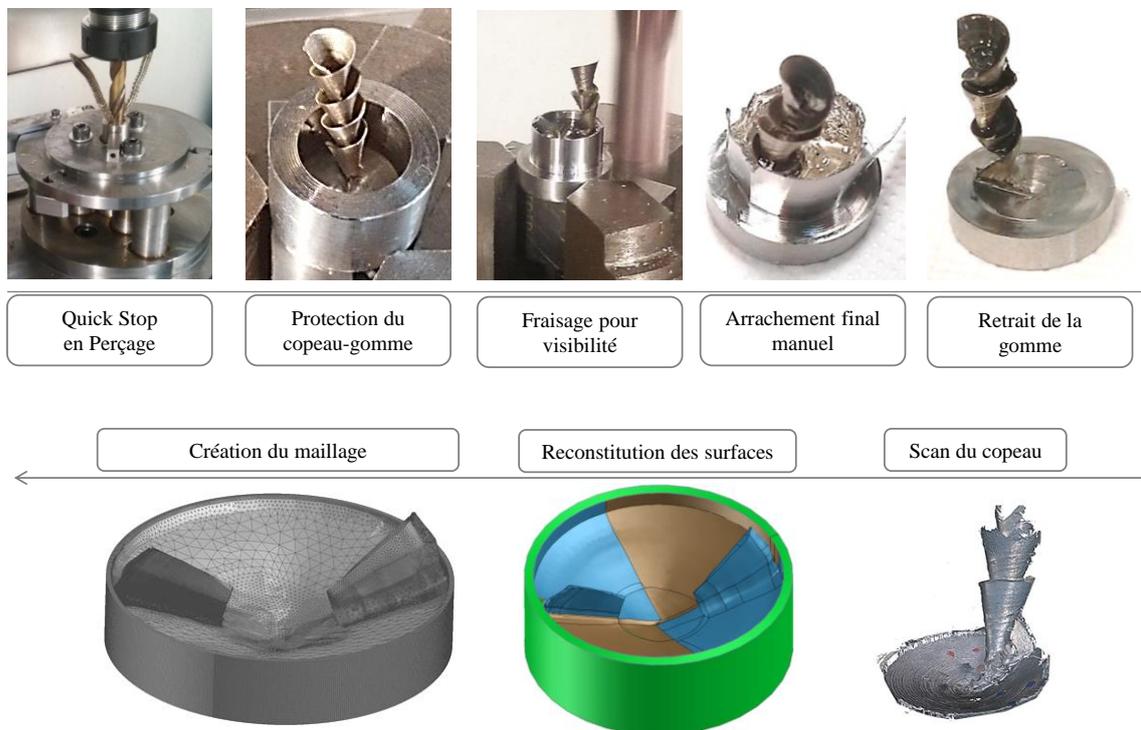


Figure 89: Présentation des étapes permettant d'obtenir la géométrie du copeau et du fond du trou percé

## 4.5 Loi de comportement viscoplastique

La démarche numérique mise en œuvre consiste à s'affranchir de la contribution des effets élastiques et thermiques sur le taux de déformation. Afin de caractériser le comportement du matériau, la relation entre la contrainte viscoplastique et le taux de déformation viscoplastique doit alors être établie par le biais du coefficient de viscosité dynamique  $\mu$  ( $\bar{S} = 2\mu\bar{D}$ ). Ce dernier va varier en fonction des conditions de sollicitation de la matière. En usinage, le matériau est sollicité pour de larges plages de déformations, de vitesses de déformation et de températures. Caractériser le matériau à très hautes vitesses de déformation et à très hautes températures n'est pas simple. C'est une des difficultés rencontrées par la modélisation des procédés de perçage.

Le modèle numérique développé dans ces travaux permet d'avoir accès directement aux vitesses de déformations mais pas aux déformations. Les lois de comportement des matériaux issues de la littérature dépendent très souvent de la déformation, de la vitesse de déformation et de la température. Etant donné que dans notre cas, la viscosité est considérée comme indépendante de la déformation, une méthode permettant de lier la déformation à la vitesse de déformation est proposée dans le cas du perçage.

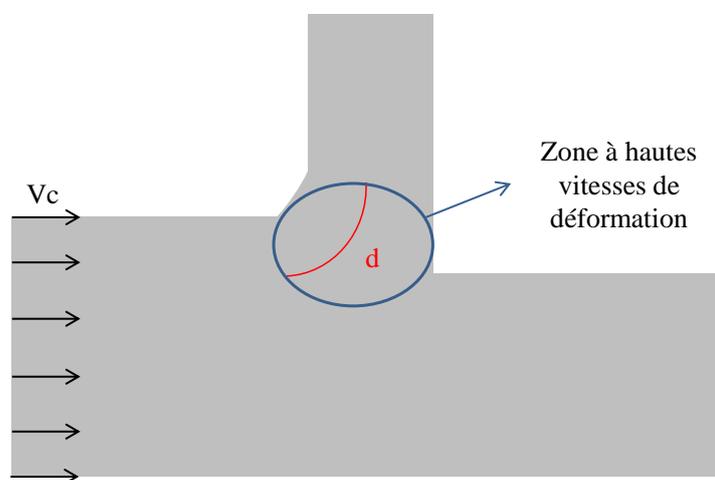


Figure 90: Schéma de principe de la trajectoire des particules en usinage

La méthode consiste à déterminer le temps moyen nécessaire à une particule de matière pour traverser la zone de cisaillement primaire (zone dans laquelle les vitesses de déformation sont élevées) (Figure 90). Ce temps moyen est calculé à partir de la distance correspondant à la trajectoire de la particule dans la zone de hautes vitesses de déformation et à partir de la vitesse de coupe mise en jeu dans le procédé (Equation 7). Il

permet ensuite de lier la vitesse de déformation à la déformation (Equation 8). Ainsi les lois de la littérature dépendantes à la fois de la température, de la vitesse de déformation et de la déformation peuvent être réduites à des lois uniquement dépendantes de la température et de la vitesse de déformation.

$$t_m = \frac{d}{v_c} = \frac{2}{1000} = 0,002 \text{ s} \quad (7)$$

$$\varepsilon = \dot{\varepsilon} * t_m \quad (8)$$

Lurdos [108] dans ses travaux de thèse a travaillé sur le comportement du 304L. Il a déterminé les paramètres de la loi de Voce pour le 304L.

$$\sigma = \sigma_s + (\sigma_0 - \sigma_s + A\varepsilon^n)\exp(-r\varepsilon) \quad (9)$$

$\sigma_s, \sigma_0, r, A$  et  $n$  sont des paramètres qui varient avec la température et la vitesse de déformation.

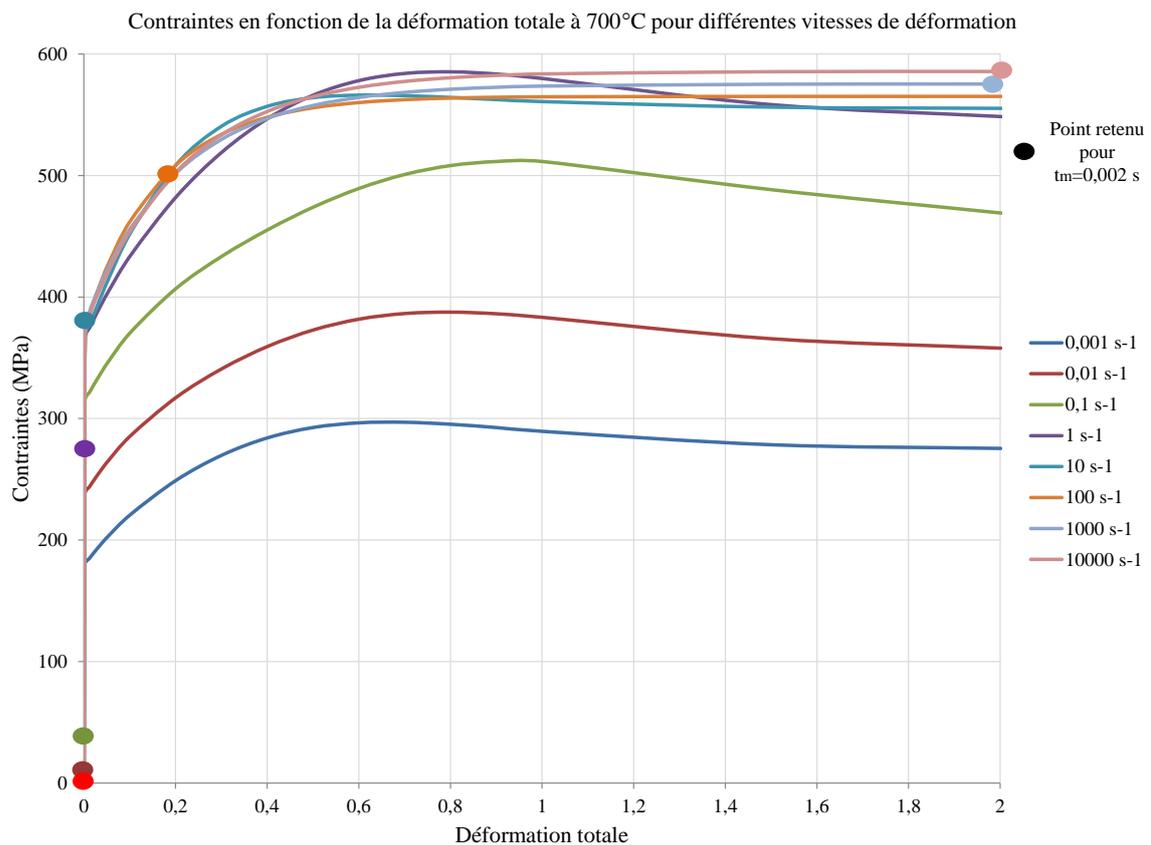


Figure 91: Identification des valeurs de contrainte par vitesse de déformation [108]

(Exemple à 700°C)

L'exploitation de ces résultats a permis de retracer les courbes de contraintes fonction des déformations, des vitesses de déformation et des températures. Un exemple des courbes est présenté en Figure 91 pour la température de 700°C. Pour chaque vitesse de déformation, la déformation correspondante est calculée par le biais du temps moyen comme présenté précédemment et la valeur de la contrainte correspondante est identifiée sur la courbe. Les points placés sur les courbes correspondent à la valeur de la contrainte retenue pour chaque vitesse de déformation. Ce travail présenté pour la température de 700°C a été réalisé pour la plage entière des températures et est récapitulé en Figure 92.

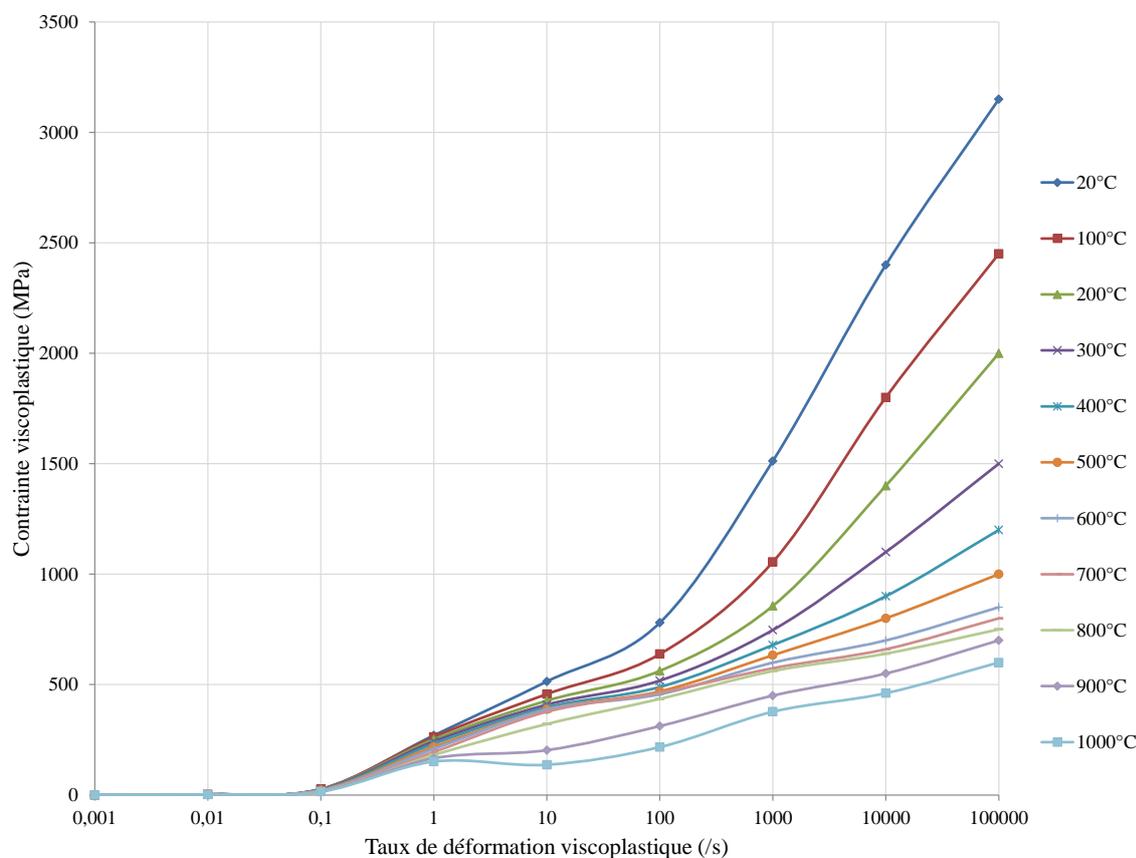


Figure 92: *Contrainte de cisaillement fonction du taux de déformation et de la température*

Les courbes présentées correspondent au comportement du matériau qui sera utilisé dans le modèle numérique. Les coefficients de viscosité dynamique associés sont présentés au Tableau 5.

Tableau 5: Tableau des valeurs de viscosité dynamique fonction de la température et de la vitesse de déformation

$\dot{\epsilon}$	$\mu$ 20°C	$\mu$ 100°C	$\mu$ 200°C	$\mu$ 300°C	$\mu$ 400°C	$\mu$ 500°C	$\mu$ 600°C	$\mu$ 700°C	$\mu$ 800°C	$\mu$ 900°C	$\mu$ 1000°C
0,001	135	132	126	121	116	110	104	97	91	83	76
0,01	135	132	126	121	116	110	104	97	91	83	76
0,1	135	132	126	121	116	110	104	97	91	83	76
1	135	132	126	121	116	110	104	97	91	83	76
10	25,70	22,85	21,35	20,45	19,85	19,40	19,35	18,85	16,07	10,15	6,85
100	3,90	3,19	2,81	2,59	2,44	2,34	2,28	2,31	2,17	1,56	1,08
1000	0,756	0,527	0,428	0,373	0,339	0,316	0,299	0,287	0,280	0,225	0,188
10000	0,120	0,090	0,070	0,055	0,045	0,040	0,035	0,033	0,032	0,027	0,023
100000	0,0157	0,0122	0,0100	0,0075	0,0060	0,0050	0,0042	0,0040	0,0037	0,0035	0,0030

La méthode développée ici consiste à s'affranchir de l'influence de la déformation sur les lois de comportement pour que ces dernières ne varient qu'en fonction de la vitesse de déformation et de la température. Cette méthode a été mise en œuvre dans le cas d'une loi de type Voce dans nos travaux mais peut être adaptée à n'importe quelle autre loi dépendante de la vitesse de déformation, de la déformation et de la température.

## 4.6 Résultats numériques et validation expérimentale

### 4.6.1 Mise en place de la simulation numérique

Le flux de chaleur (noté  $q$ ) aux interfaces est calculé suivant l'équation suivante :

$$q = h_{\text{ext}} \cdot (\theta_{\text{ext}} - \theta) \quad (10)$$

$h_{\text{ext}}$  est le coefficient d'échange thermique de l'interface.  $\theta_{\text{ext}}$  est la température du milieu ambiant, elle est imposée à la surface.  $\theta$  est la température calculée aux nœuds de la surface. Une température de 20 °C est appliquée sur les surfaces en contact avec l'air. Le coefficient d'échange thermique appliqué sur les surfaces en contact avec l'air est 40 W.m<sup>2</sup>.°C. Cette valeur est établie par Mondelin [109] lors de test de chauffe laser. De plus Feulvarch *et al* [110] présentent un coefficient de convection avec l'air de 40 W/m<sup>2</sup>/°C dans le cas de trempe à l'air. Ces valeurs sont utilisées pour toutes les surfaces extérieures. Cependant dans le trou percé, ces valeurs ne sont plus vérifiées et une étude de sensibilité numérique a été réalisée.

#### 4.6.1.1 Phase de refroidissement

En fin de perçage, le maillage ne subit aucune modification, la zone thermomécanique n'est plus présente. Il n'y a donc plus de zones de génération de chaleur. Le refroidissement a lieu par conduction de la chaleur dans la pièce et convection avec l'air pour l'ensemble du modèle.

#### 4.6.1.2 Frottement aux interfaces

La loi de frottement utilisée est celle établie par Valiorgue [111] [1] durant sa thèse pour un contact entre le 316L et l'outil en carbure de tungstène revêtu en nitrure de titane. Cette loi de frottement a d'abord été appliquée sur la face de coupe principale uniquement. Les simulations réalisées avec cette loi de frottement ont mis en avant des difficultés numériques. Notre objectif est de représenter correctement la chaleur transmise à la surface usinée. Le frottement en face de coupe principale va provoquer un échauffement qui sera principalement évacué dans le foret et dans le copeau et la chaleur générée n'atteindra pas la surface du trou percé. Il est donc décidé de s'affranchir de cette difficulté en ne considérant pas de frottement dans notre simulation du perçage.

La chaleur générée par le frottement au niveau de la face de coupe principale peut être négligée mais pas celle générée au niveau des listels puisqu'elle aura une action directe sur la surface du trou percé. Le paragraphe suivant présente la méthode choisie pour tenir compte de cet échauffement.

#### 4.6.2 Résultats du modèle

Le modèle thermoviscoplastique présenté fournit les températures en chaque nœud du modèle. Elles sont présentées en Figure 93 à différentes étapes de calcul et avec différents points de vue.

Dans un premier temps, les comparaisons expérimentales/numériques se font sur un cas à sec. Les positions de mesure de températures retenues sont calculées en faisant la moyenne des mesures faites sur les échantillons pour les cas expérimentaux « A sec 2 » et « A sec 3 ». Les valeurs retenues sont celles obtenues pour les thermocouples du milieu de l'échantillon puisqu'ils représentent la principale zone d'intérêt pour la validation des modèles numériques. Elles seront également utilisées pour la comparaison expérimental/numérique concernant les températures relevées en bas et en haut de l'échantillon.

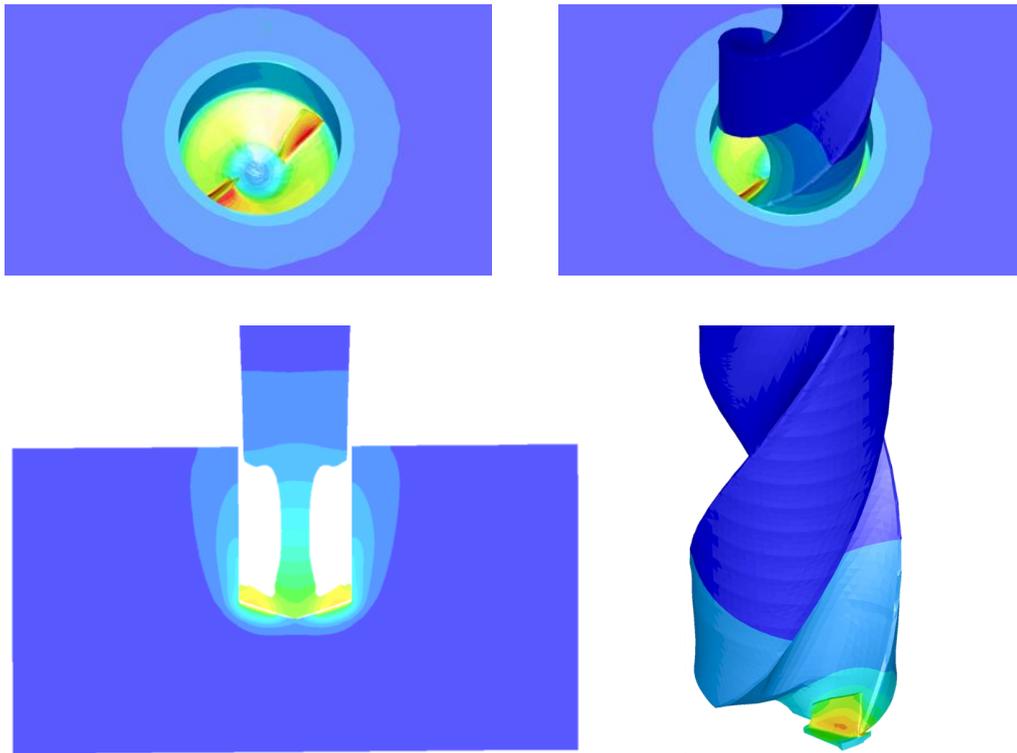
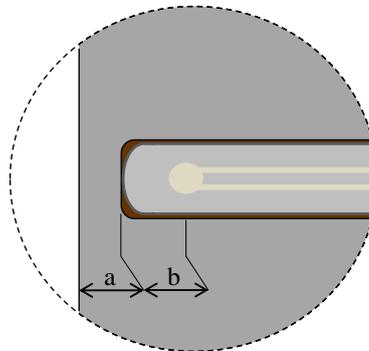


Figure 93: Illustration des résultats de températures obtenues avec le modèle R-ALE de simulation du perçage



Distance	TC N°	1	2	3	4	5	6	7	8
	a	A Sec 2	1,60	1,56	1,75	1,73	1,69	1,44	1,20
A sec 3		1,47	1,52	2,05	1,65	0,83	1,37	1,23	0,88
Moyenne		1,54	1,54	1,90	1,69	1,26	1,41	1,22	1,03
Bilan		1,54	<b>1,72</b>	1,69	1,26	<b>1,31</b>	1,03		
b	Thermocouple X	1,78				0,52			
	Thermocouple Y	1,755				0,59			
	Moyenne	<b>1,77</b>				<b>0,55</b>			
Distance a + Distance b		<b>3,5</b>				<b>1,9</b>			

Figure 94: Positions de mesure de températures retenues pour la comparaison expérimental/numérique dans le cas du perçage à sec

### 4.6.3 Cas du perçage à sec sans contribution des listels

La première étape de la simulation numérique a consisté à étudier l'influence du coefficient d'échange thermique appliqué dans le trou percé sur les cinétiques thermiques obtenues au niveau des deux thermocouples positionnés au milieu de l'échantillon. Les premières valeurs testées ( $0$ ,  $0,4 \cdot 10^{-6}$  W/mm<sup>2</sup>/K et  $40 \cdot 10^{-6}$  W/mm<sup>2</sup>/K) n'ont mis en évidence aucune différence sur les températures. Ces valeurs sont faibles et ne permettent aucun échange avec l'air ambiant dont la température est fixée à 20 °C dans un premier temps. Après plusieurs calculs, la valeur de  $5000 \cdot 10^{-6}$  W/mm<sup>2</sup>/K est retenue puisqu'elle permet de tenir compte de la température imposée au milieu ambiant dans le calcul.

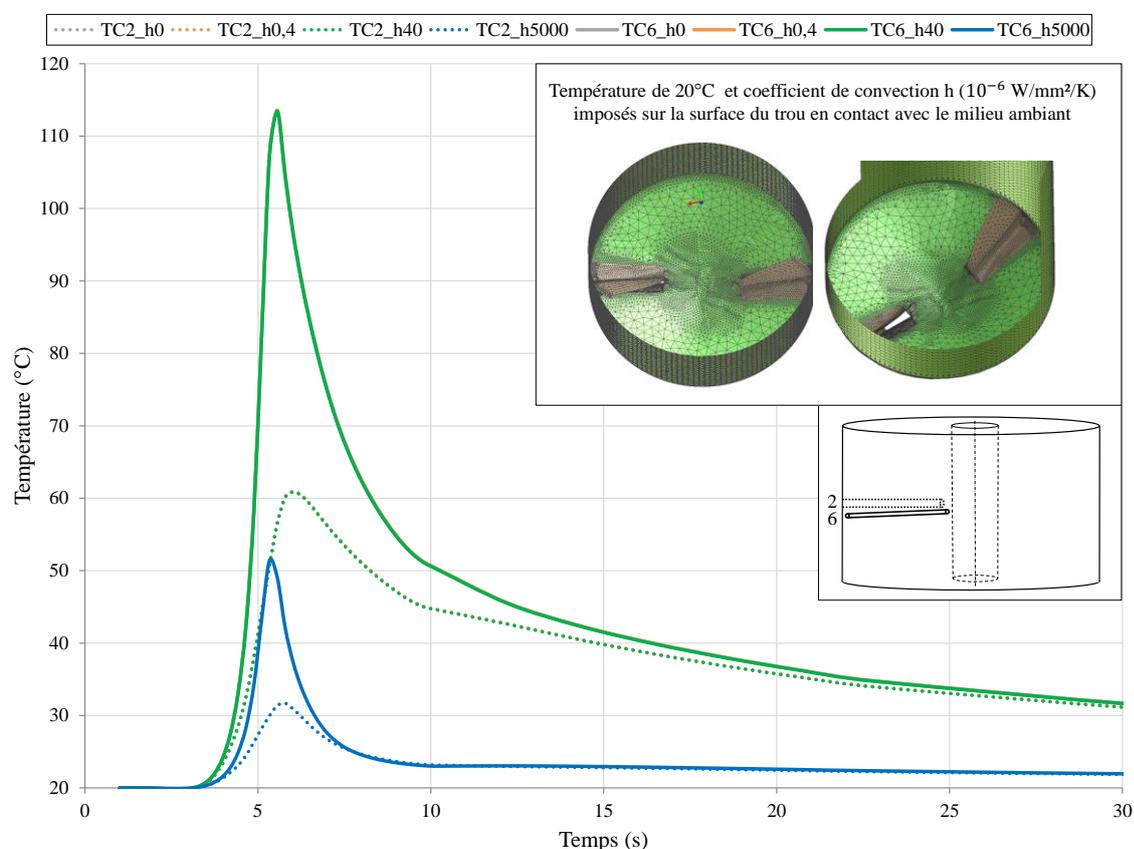


Figure 95: Influence du coefficient de convection appliqué à l'interface avec le milieu ambiant dans le trou percé

La Figure 96 présente une première comparaison des températures expérimentales et numériques. Les températures expérimentales ne sont pas présentées sous forme de moyenne, chaque courbe ayant servie au calcul des températures moyennes présentées au Chapitre 2 sont tracées en pointillés sur les graphes. Ceci permet d'identifier l'importance

de l'erreur des résultats numériques vis-à-vis de la répétabilité des résultats expérimentaux et donc la précision à atteindre avec les modèles numériques.

Pour le calcul numérique, la contribution du listel n'est pas considérée, le coefficient de convection de  $5000 \cdot 10^{-6} \text{ W/mm}^2/\text{K}$  ainsi qu'une température de  $100 \text{ }^\circ\text{C}$  sont appliqués sur la surface du trou en contact avec le milieu ambiant. La température de  $100^\circ\text{C}$  a été choisie arbitrairement et devrait faire l'objet d'une étude expérimentale qui n'a pas été réalisée actuellement. Elle fera l'objet d'une étude de sensibilité numérique dans le prochain paragraphe.

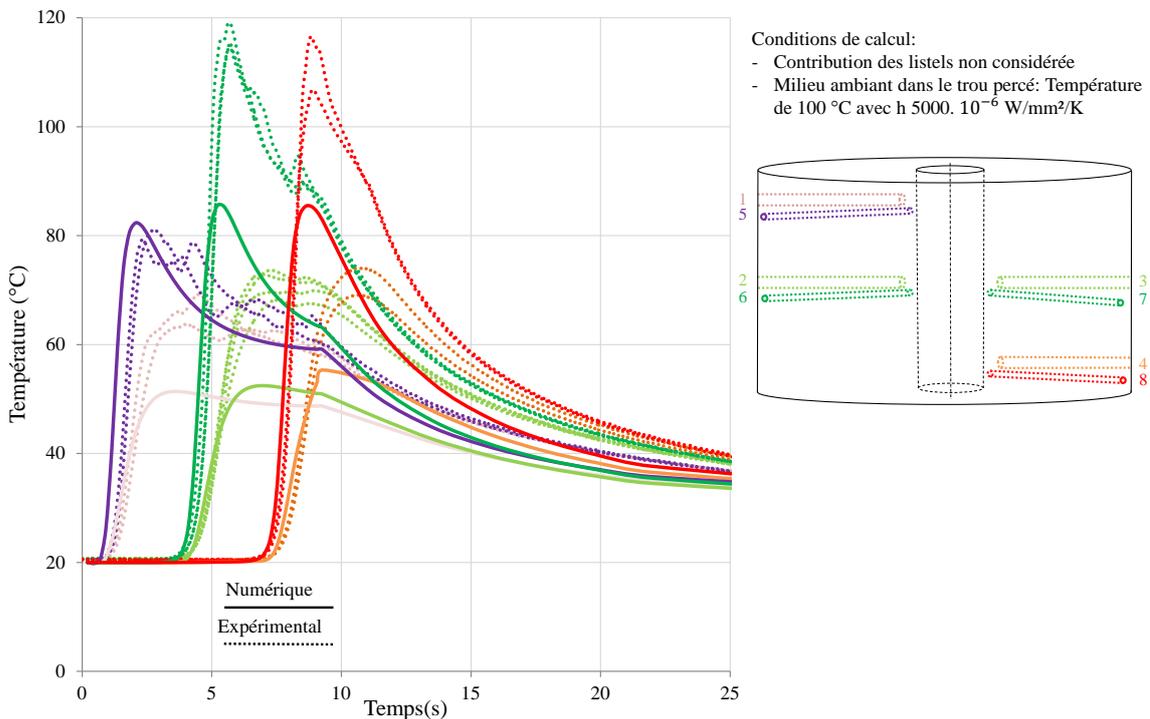


Figure 96: Comparaison des températures expérimentales et numériques sans prise en compte des effets du listel

Cette première comparaison permet de mettre en avant un écart significatif entre les températures calculées et mesurées. Cet écart est tel qu'il met en avant la non-représentation d'un phénomène physique dans le modèle numérique. Il confirme le besoin d'intégrer la contribution des listels identifiée grâce aux essais expérimentaux.

#### 4.6.4 Cas du perçage à sec avec contribution des listels

Dans le cas du perçage à sec du 316L, la contribution des listels ne doit pas être négligée, elle représente un tiers de l'effort de poussée et du couple global pendant le perçage et la totalité de cette contribution s'applique directement à la surface percée.

La contribution des listels vient du frottement qui conduit à un échauffement, à une dilatation thermique, et donc à un resserrement de la matière autour du foret qui augmente alors la surface de frottement. Notre modélisation étant basée sur une approche eulérienne, le maillage reste fixe. Pour représenter ce phénomène dans notre modèle, il faudrait donc intégrer une adaptation du maillage avec un déplacement de certains nœuds en fonction des déformations thermiques calculées. Il faudrait également que les nœuds des listels soient en vis-à-vis de ceux de la matière afin de pouvoir mettre en place une loi de frottement. Ces développements tout à fait envisageables n'étant pas au cœur des développements prévus, une option différente est choisie. Le flux de chaleur issu du frottement des listels sur la surface percée va être calculé à partir du couple relevé lors des essais expérimentaux et directement appliqué sur la surface percée.

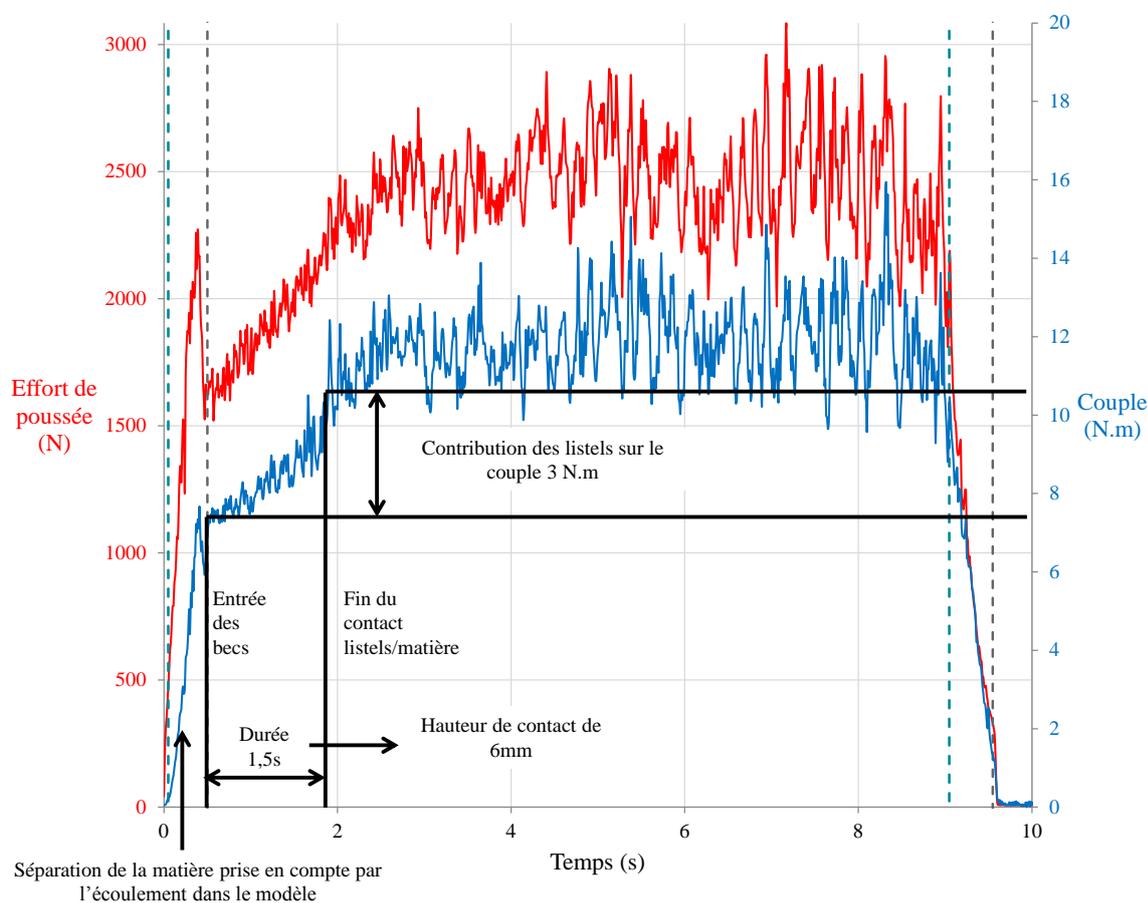


Figure 97: Présentation de la contribution des listels sur le couple en perçage à sec du 316L

La hauteur de contact est identifiée à 6 mm. Les mailles de la pièce (proche du listel) sur lesquelles le flux thermique sera appliqué dans le modèle numérique sont sélectionnées (surface de 3,596 mm<sup>2</sup>). Le flux est calculé à partir de la puissance issue des essais

expérimentaux et de la surface des mailles utilisées pour appliquer le flux thermique. Le coefficient de partage de la chaleur entre l'outil et la matière pour une vitesse de 60 m/min est de 0,8 [111].

Sélection des mailles de la paroi du trou percé en vis-à-vis des listels  
sur 6mm de hauteur Surface 3,596mm<sup>2</sup>

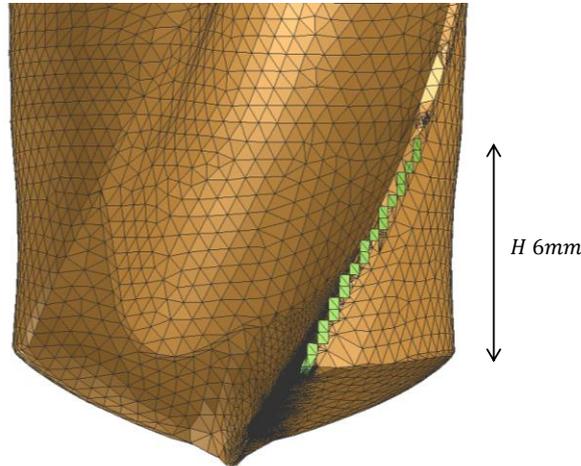


Figure 98: Mailles sélectionnées pour l'application du flux thermique

$$Qr = \alpha \frac{M_z * \omega}{S_{Mesh}} = 0,8 \frac{3 * 167}{3,596} = 111 \text{ W/mm}^2 \quad (11)$$

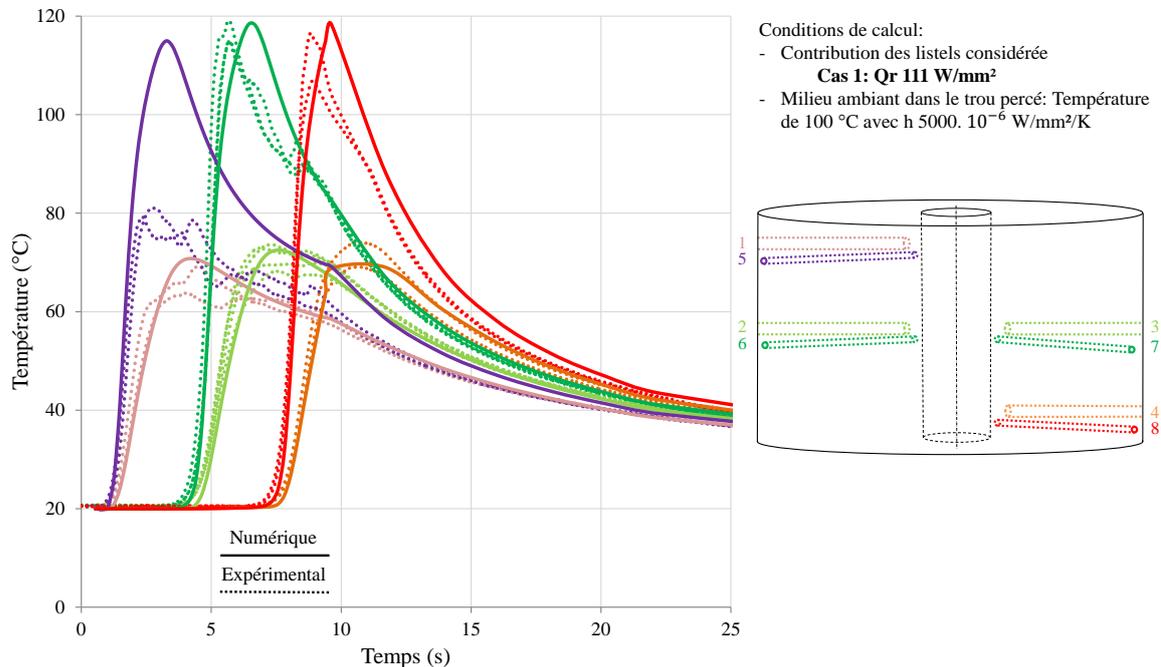


Figure 99: Comparaison des températures expérimentales et numériques avec prise en compte des listels ( $Qr=111 \text{ W/m}^2/\text{K}$ )

La comparaison effectuée en Figure 99 en tenant compte de la contribution des listels dans le modèle numérique donne des résultats intéressants. Le seul thermocouple pour

lequel la comparaison n'est pas satisfaisante est le thermocouple N°5, le plus haut sur l'échantillon et le plus près de la surface percée. Cette erreur peut s'expliquer par le fait que le modèle numérique ne simule pas la phase de création du cône ou autrement dit la phase de pénétration du foret. Dans le modèle numérique, dès la première étape le copeau est formé et l'écoulement est considéré stationnaire alors qu'il ne l'est pas en réalité. Etant donné que l'objectif est de valider le modèle au centre de l'échantillon, l'erreur faite sur la température proche de la face d'entrée n'est pas critique.

#### 4.6.5 Étude de sensibilité du modèle

##### 4.6.5.1 Sensibilité des températures au flux $Q_r$ imposé

L'étude de sensibilité du flux (Figure 100) permet de mettre en évidence les variations de températures pour les positions des thermocouples étudiées lorsque le flux varie de la valeur de référence de  $111 \text{ W/mm}^2$ . Une variation de plus ou moins 28 % (80, 111 et  $142 \text{ W/mm}^2$ ) provoque une variation du pic de température d'environ 9 % (107, 118 et  $130 \text{ °C}$ ) au niveau des thermocouples les plus proches de la surface (1,9 mm de la surface percée) et au milieu de l'échantillon.

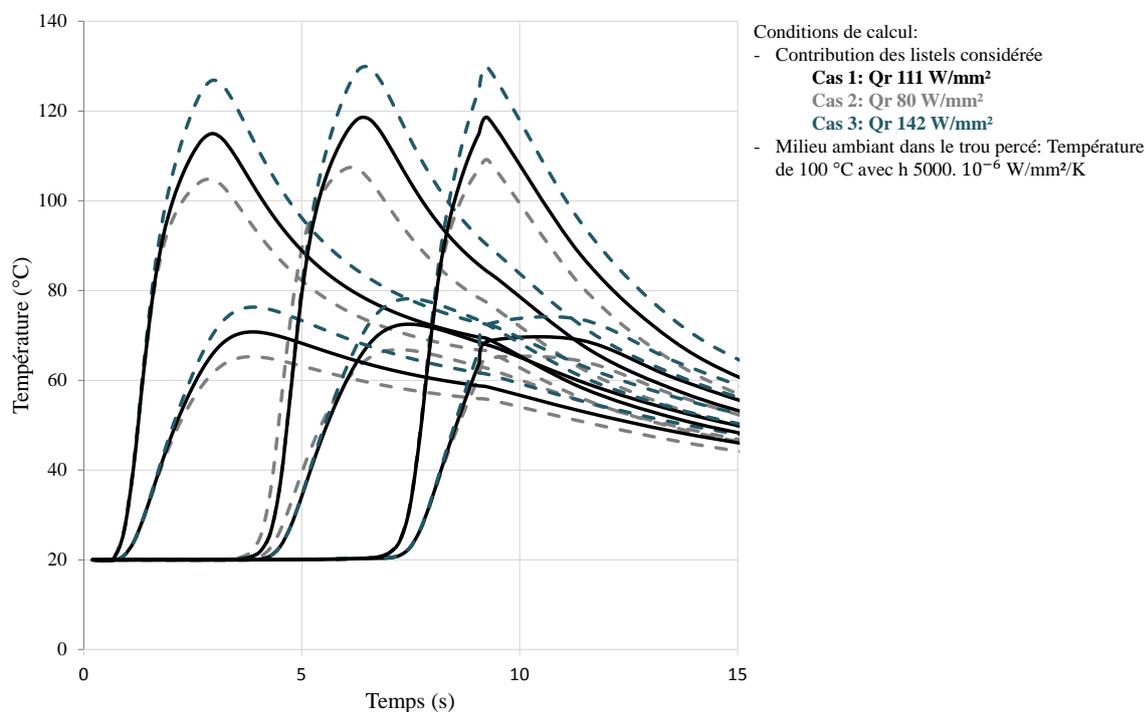


Figure 100: Étude de sensibilité des températures numériques au flux  $Q_r$

#### 4.6.5.2 Sensibilité des températures à la température imposée au milieu ambiant (trou percé)

L'étude de sensibilité du flux (Figure 101) permet de mettre en évidence les variations de températures pour les positions des thermocouples étudiées lorsque la température du milieu ambiant varie de la valeur de référence de 100 °C. Les valeurs de 50 °C et de 150 °C sont testées. Elles ont une influence sur les cinétiques de refroidissement. Afin de mieux représenter le comportement du milieu ambiant et son influence sur les cinétiques thermiques, il serait intéressant de mailler l'intérieur du trou percé.

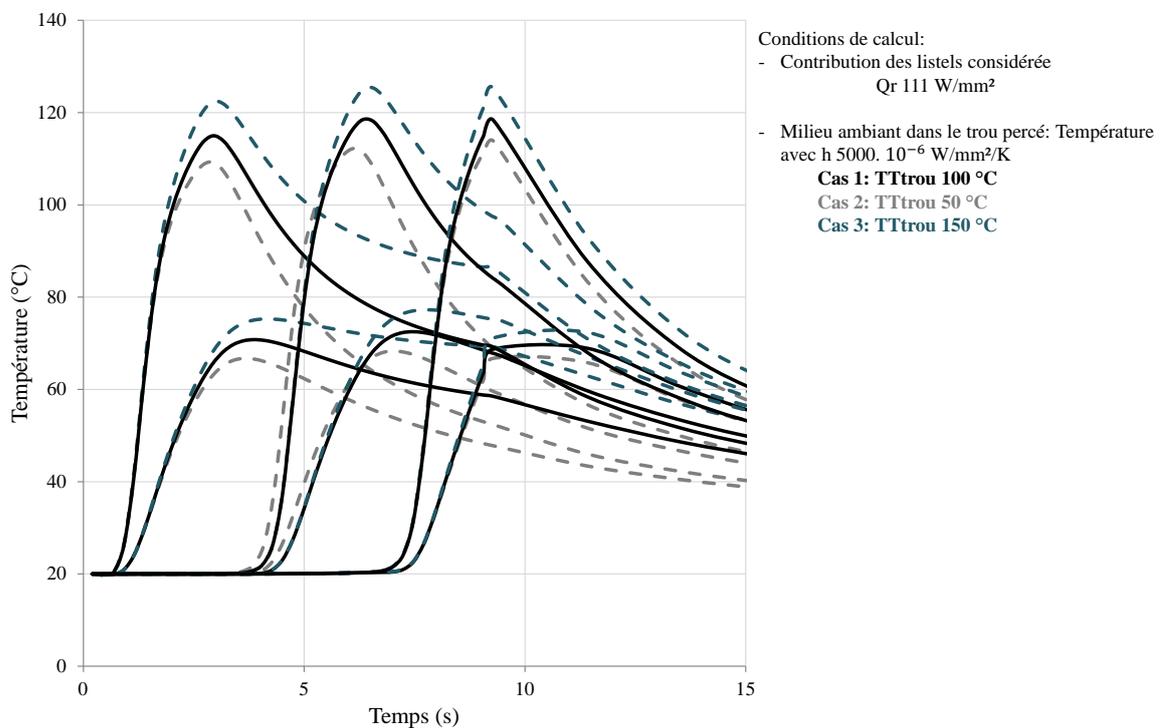


Figure 101: Étude de sensibilité des températures numériques à la température imposée dans le trou

#### 4.6.5.3 Sensibilité des températures au pas de déplacement du maillage

La sensibilité au pas de déplacement du maillage entre deux étapes de calcul est étudiée aux positions des thermocouples (Figure 102). Les températures sont semblables pour les 3 cas étudiés. Il est donc décidé de vérifier l'influence au plus près de la surface percée.

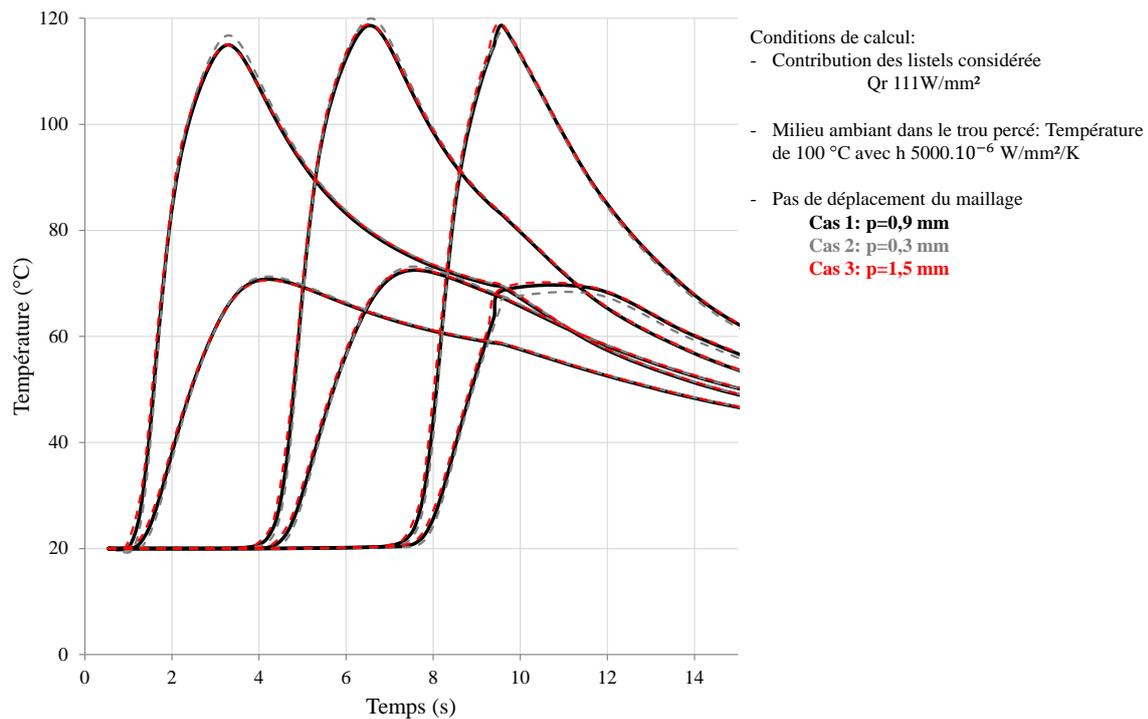


Figure 102: Étude de sensibilité des températures numériques au pas de descente dans le modèle numérique de perçage

La Figure 103 étudie les températures maximales obtenues au plus proche de la surface percée en fonction de la hauteur de perçage pour les deux pas de déplacement 0,9 mm et 0,3 mm. Le pas de déplacement a un rôle significatif sur les phases de début (de 0 à 3 mm) et de fin de perçage (de 33 mm à 36 mm). L'utilisation d'un pas trop grand ne permet pas de représenter correctement ces phases. Pour la phase stabilisée, le choix du pas de temps est moins critique puisque les températures maximales évoluent moins rapidement. La différence entre les deux est que pour le pas de 0,9 mm, une partie plus importante de la surface du trou ne voit pas passer la source chaude. Cette caractéristique devra être considérée lors du calcul des contraintes résiduelles afin de tenir compte de la bonne cinétique thermique avec les bonnes températures maximales. Le pas de 0,9 mm a été retenu pour l'étude puisqu'il nécessite un temps de calcul de 12 heures seulement au lieu de 35 heures pour le cas avec un pas de 0,3 mm.

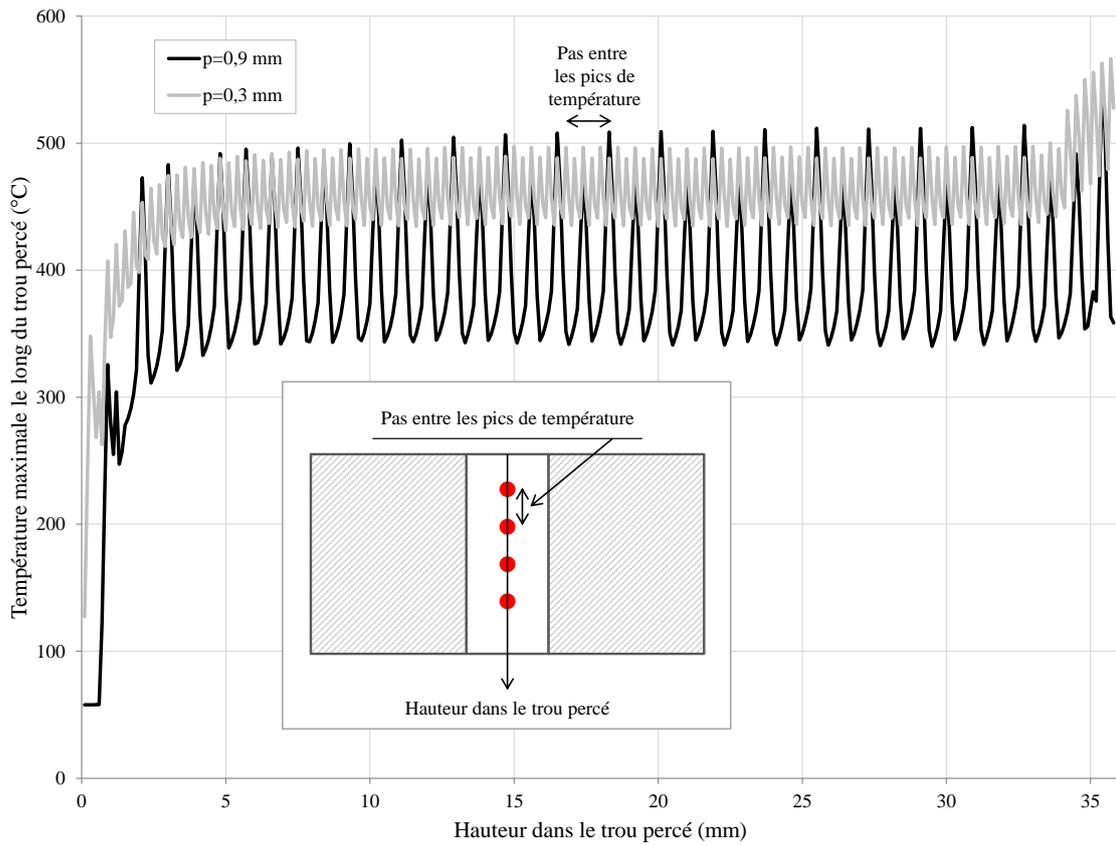


Figure 103: Étude de sensibilité des températures numériques au pas de déplacement du maillage proche de la surface percée

#### 4.6.5.4 Évolution des températures en fonction de la distance à la surface percée

Les mailles dans la direction radiale doivent être suffisamment petites pour permettre de bien détecter le gradient de température dans cette direction.

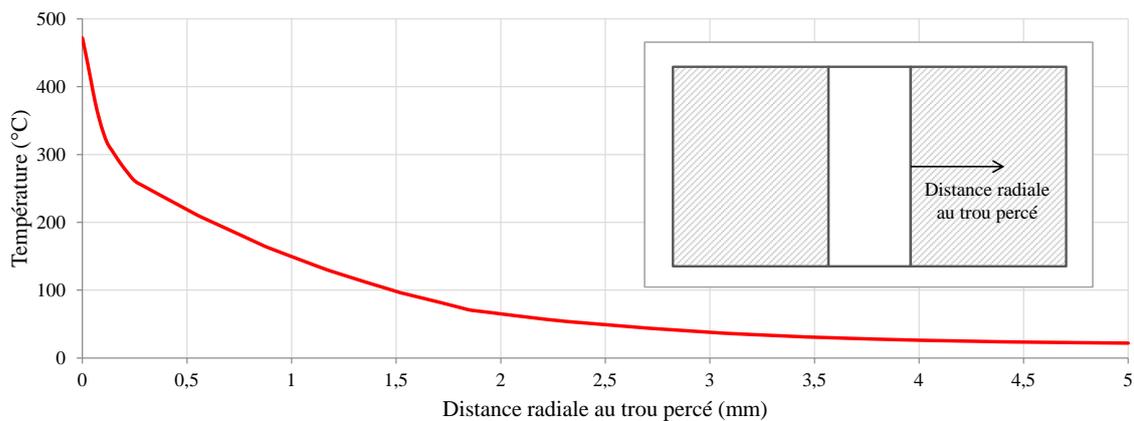


Figure 104: Température au milieu du trou percé fonction de la distance radiale au trou percé

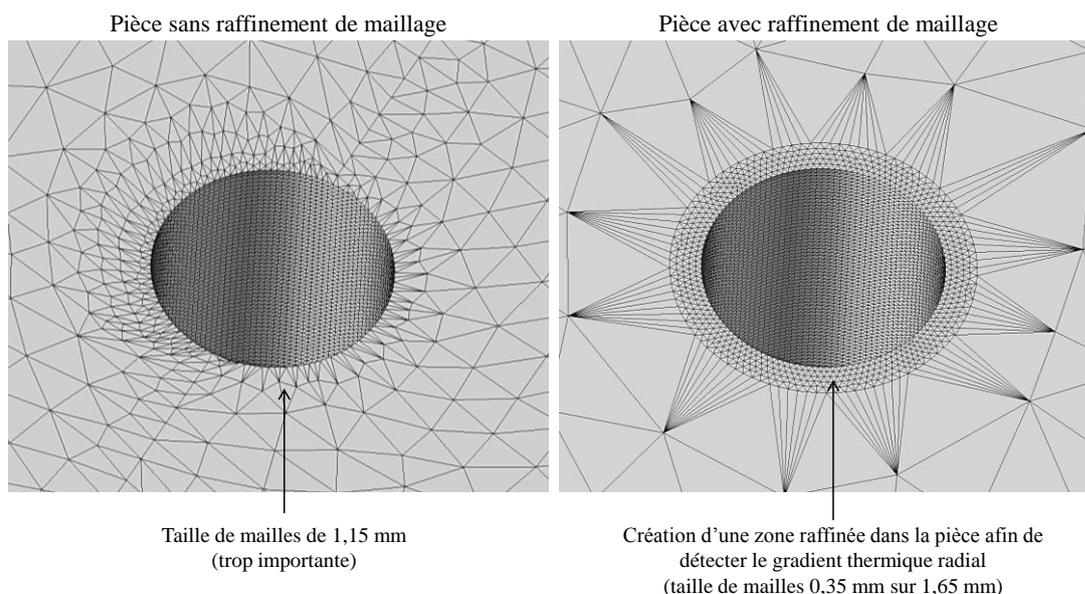


Figure 105: Présentation de la zone raffinée de la pièce permettant de détecter le gradient thermique radial

## 4.7 Discussions

Le modèle présenté permet de simuler une opération de perçage de 36 mm de profondeur dans un temps de calcul compris entre une et plusieurs dizaines d'heures. L'étude réalisée avec DEFORM-3D ainsi que l'état de l'art présenté font état de plusieurs semaines de calcul pour quelques dixièmes d'avance simulés. Il faudrait donc au moins une année de calcul pour simuler la même opération. De plus l'étude réalisée avec DEFORM-3D a montré une instabilité dans la génération du copeau malgré la prise en compte des préconisations fournies dans la documentation.

La mise en place d'un tel modèle constitue donc une réelle avancée dans le domaine de la simulation numérique des procédés de perçage. Il reste pourtant perfectible. La méthode eulérienne nécessite de connaître a priori la géométrie du copeau. Celle-ci est obtenue grâce à des essais Quick Stop Test et à des mesures optiques 3D de la géométrie qui nécessite une à deux journées de travail pour un utilisateur aguerri. La sensibilité du modèle numérique à la géométrie du copeau obtenue devra être étudiée. Des développements numériques peuvent également être envisagés afin de permettre à partir d'une géométrie donnée d'obtenir la géométrie pour des conditions de coupe différentes.

Le deuxième axe d'amélioration vient de la contribution des listels identifiée lors des essais expérimentaux à sec. Elle est induite par le resserrement de la matière autour du foret. Pour en tenir compte, un flux identifié à partir des essais expérimentaux a été

appliqué directement sur la surface percée en sélectionnant les mailles de la surface percée en contact avec les listels. Les cinétiques thermiques expérimentales sont ainsi retrouvées grâce au modèle numérique. Le flux appliqué sur la surface sélectionnée est constant, il serait intéressant d'étudier la sensibilité du modèle numérique à différentes formes de chargements (en trapèze ou en triangle). Il serait également intéressant de réduire la taille des mailles afin que la zone sélectionnée corresponde mieux à la zone réelle de frottement. Afin de rendre le modèle prédictif de ce point de vue-là (contribution des listels identifiée à sec mais absente avec lubrification), il serait intéressant à partir des déformations thermiques calculées et en introduisant une loi de frottement de tenir compte numériquement du resserrement de la matière autour du foret. Deux avantages à cette méthode, tout d'abord la contribution des listels sur les cinétiques thermiques de la pièce serait déterminée numériquement plutôt qu'être identifiée expérimentalement et les contraintes mécaniques associées seraient connues et pourraient être utilisées lors du calcul des contraintes résiduelles.

La mise en place d'une loi de frottement à l'interface listels/surface percée et au niveau de la zone de cisaillement secondaire permettrait de valider le modèle d'un point de vue mécanique en comparant les efforts numériques et expérimentaux entre eux. Il serait alors intéressant d'étudier la sensibilité du modèle numérique à la taille de la zone de calcul thermomécanique à la fois sur les températures et sur les efforts.

La température du milieu ambiant et le coefficient d'échange entre le milieu ambiant et la surface percée sont déterminés de manière à obtenir des cinétiques thermiques numériques pertinentes. Ces données n'évoluent pas en fonction de la position dans le trou percé et en fonction de la longueur percée. Pourtant ces valeurs sont différentes au fond du trou percé que proche de la face d'entrée du foret et sont différentes en début de perçage et en fin de perçage. Il pourrait donc être intéressant de mailler l'intérieur du trou percé et de lui affecter des propriétés afin de tenir compte de l'évolution des conditions dans le trou percé. Dans le cadre de la modélisation numérique à sec, cela augmenterait le caractère prédictif du modèle. Dans les cas lubrifiés, cela semble indispensable afin de représenter la forme des courbes présentées en Figure 48. Pour ces cas d'étude, les cinétiques thermiques ne décroissent pas après le passage des becs de l'outil. Elles sont donc clairement dépendantes des conditions de perçage qui suivent. Pour le cas en lubrification interne, un écoulement de fluide pourrait être représenté à travers ce maillage afin de tenir compte des vitesses mises en œuvre.

Le travail expérimental réalisé a permis d'identifier la distance entre le bout du thermocouple et la zone de mesure (soudure chaude). Cette distance a été considérée afin de déterminer les points d'extraction des températures numériques. Les géométries du trou du thermocouple et celle du thermocouple n'ont cependant pas été maillées. Il serait intéressant de le faire et d'appliquer les propriétés thermiques de la pâte d'argent, et celle du thermocouple. La gaine du thermocouple choisie a des propriétés proches de celles du matériau étudié mais pour les thermocouples à soudure chaude isolée, la magnésie présente entre le bout de la gaine et la zone de mesure dispose d'une conductivité thermique plus élevée (entre 40 et 50 W/m/K à 20°C au lieu de 14 W/m/K pour le 316L à 20 °C). Ce dernier point reste cependant une source d'erreur secondaire.

## 4.8 Conclusion du chapitre

Le modèle numérique présenté répond aux exigences attendues. La simulation thermomécanique 3D du perçage présentée permet de calculer les cinétiques thermiques lors d'une opération de perçage avec un temps de calcul de quelques heures pour des longueurs percées significatives. Des techniques numériques et une méthodologie innovante ont été développées. La particularité du modèle se situe dans le calcul de l'écoulement de la matière à travers les copeaux et dans les déplacements de maillage entre deux étapes de calcul sans modification de la forme de celui-ci. Aucun remaillage n'est alors nécessaire ce qui permet un gain en temps de calcul.

Des études de sensibilité ont été réalisées sur différents paramètres du modèle et la comparaison des cinétiques thermiques expérimentales et numériques est satisfaisante. Des développements numériques doivent cependant être réalisés afin de le rendre encore plus prédictif sur la contribution des listels et la détermination des phénomènes mécaniques. Des essais Quick Stop Test ont été réalisés au cours de l'étude pour déterminer la géométrie du copeau. Cependant des simulations numériques capables de reproduire de manière fiable la géométrie du copeau pourraient être utilisées pour obtenir la géométrie maillée du copeau.

Les essais expérimentaux ont montré l'importance des phénomènes thermiques sur le type de contraintes résiduelles obtenues. Les cinétiques thermiques obtenues par le biais du modèle numérique présenté vont donc être utilisées au chapitre suivant. Elles vont servir à calculer les contraintes résiduelles présentes dans une pièce percée.

# Chapitre 5. Simulation numérique des contraintes résiduelles en perçage

## 5.1 Objectifs

Le chapitre présenté ici constitue l'objectif final du projet de thèse qui est de prédire numériquement les contraintes résiduelles générées dans un trou percé. Ces travaux ont nécessité de nombreuses étapes préalables expérimentales et numériques présentées dans les chapitres précédents. Les contraintes résiduelles d'origine thermique générées au cours du perçage vont être simulées. Elles nécessitent des données d'entrée issues du modèle numérique de simulation du perçage qui a été présenté précédemment.

Les températures sont extraites du modèle précédent et sont utilisées pour le calcul des contraintes résiduelles dans le modèle lagrangien. Cependant le passage du premier au second modèle nécessite une étape de transfert. En effet les maillages et les pas de temps utilisés dans les deux modèles sont très différents puisqu'ils ne doivent pas répondre aux mêmes exigences. L'interpolation spatiale et temporelle des températures est donc évoquée avant de passer à la présentation du modèle lagrangien de calcul des contraintes résiduelles.

## 5.2 Etat de l'art

Les contraintes résiduelles en perçage n'ont pas fait l'objet de nombreux travaux. Il est donc intéressant de présenter les travaux réalisés dans des configurations plus simples (coupe orthogonale 2D et 3D, tournage 2D) avant de passer aux cas plus compliqués (tournage 3D, perçage 3D). Les premiers modèles permettant de déterminer les contraintes résiduelles en usinage sont analytiques. Assez simple à l'origine, ces modèles se sont sophistiqués par la suite. Ulutan *et al* en 2007 [112] présentent une démarche permettant de déterminer les contraintes résiduelles induites par les phénomènes thermiques et mécaniques de la coupe en 2D. Les résultats fournis par ces modèles sont intéressants. Les modèles physiques qui permettent à partir des conditions d'usinage de déterminer les contraintes et les flux de chaleur à appliquer dans le modèle nécessitent des hypothèses simplificatrices et sont complexes à mettre en œuvre [113]. Ils sont basés sur l'orientation de la géométrie du copeau et des plans de cisaillement. Ceci les rend difficilement applicable à des cas complexes d'usinage en 3D.

### 5.2.1 Simulation numérique des contraintes résiduelles en coupe orthogonale et en tournage

Outeiro *et al* [30] présentent un travail expérimental et numérique sur la coupe orthogonale. Ils utilisent DEFORM-2D pour simuler l'enlèvement de matière en coupe orthogonale. La température, les contraintes résiduelles, la géométrie du copeau sont étudiées. La comparaison des contraintes résiduelles expérimentales et numériques est satisfaisante. Salio *et al* [114] utilisent également des modèles de coupe 2D pour simuler les contraintes résiduelles sur un disque de turbine en Inconel 718. Chen *et al* [115] s'intéressent à l'influence de l'usure et de la forme du copeau sur les contraintes résiduelles d'une pièce en Ti6Al4V et Nasr *et al* [116] à l'influence des propriétés thermiques dans le cas du 316L. Ce dernier conclut qu'une conductivité thermique supérieure et qu'un adoucissement thermique inférieur conduisent à une contrainte résiduelle de tension plus élevée en surface. De plus il indique que la conductivité thermique est le seul paramètre qui a une influence significative sur la profondeur affectée par les contraintes résiduelles de traction.

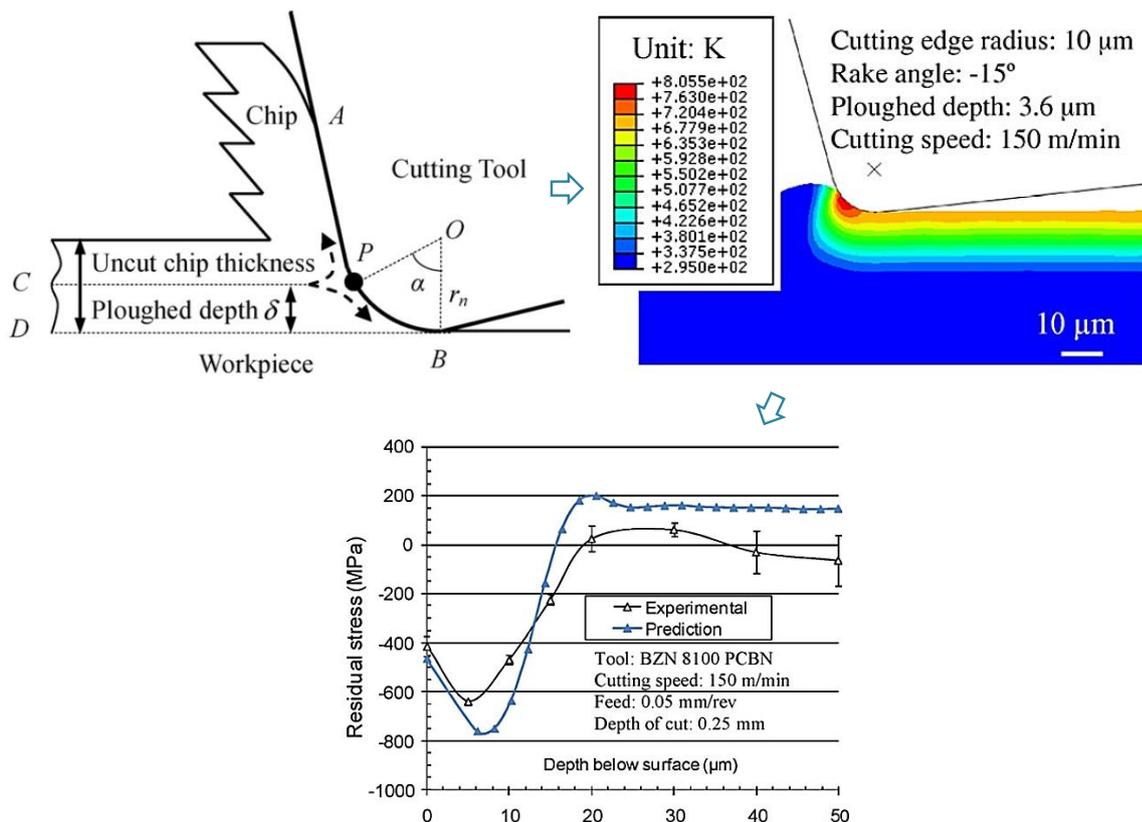


Figure 106: Méthode de calcul de contraintes résiduelles sans formation du copeau [117]

Guo *et al* [117] présentent une méthode de simulation des contraintes résiduelles en coupe 2D qui s'affranchit de la formation du copeau (Figure 106). Ils considèrent que la

matière qui a un rôle sur les contraintes résiduelles est celle qui s'écoule sous l'outil et non celle qui s'écoule le long de la face de coupe principale. Il évite ainsi des remaillages trop importants puisque l'évolution de la géométrie est moins importante.

Ozel *et al* [118] développent un modèle de coupe orthogonale en 2D et demi sous Abaqus. Ils étudient l'influence du rayon de bec de l'outil sur les températures et les contraintes calculées. Le principe du modèle mis en œuvre est présenté en Figure 107.

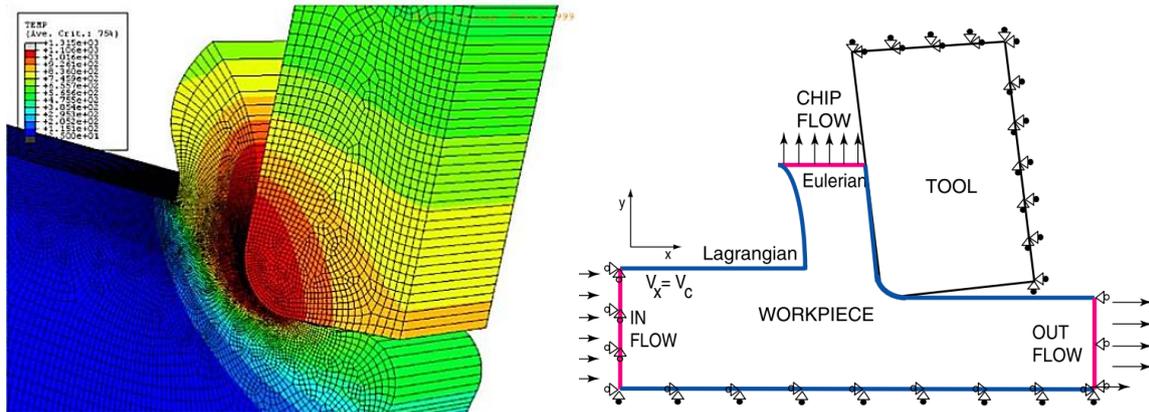


Figure 107: Présentation du principe numérique mis en œuvre dans le cas de la coupe orthogonale en 2D et demi [118]

Balbaa *et al* [119] présentent un modèle numérique de coupe SPH (smoothed-particles hydrodynamics) dans Abaqus et étudient l'influence d'un usinage assisté par laser par rapport à un usinage conventionnel sur les contraintes résiduelles générées (Figure 108). Les techniques SPH font appel aux mêmes lois de comportement et à des formulations mathématiques semblables. Elles présentent l'avantage de ne pas avoir de maillage, elles utilisent des points (au lieu des nœuds et des mailles) auxquels sont fixés des particules qui interagissent suivant des fonctions d'interpolation dans une sphère d'influence. Les distorsions ne sont plus limitées par la géométrie du maillage et les remaillages successifs imposés par les techniques classiques sont évités. Pour déterminer les contraintes résiduelles, un modèle lagrangien classique est utilisé pour représenter la relaxation et le refroidissement. L'auteur met en évidence l'apparition de contraintes résiduelles de compression avec l'assistance laser et de traction en usinage conventionnel. Il justifie l'apparition de contraintes résiduelles de compression par un adoucissement thermique du matériau induit par le passage du laser. Le modèle fournit des résultats intéressants pour les efforts mais aucune validation expérimentale n'a été faite pour les contraintes résiduelles.

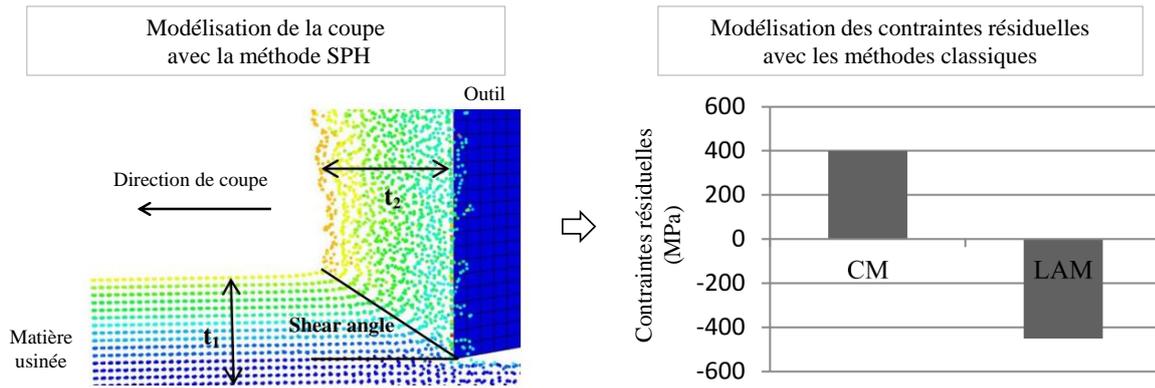


Figure 108: Modélisation SPH de la coupe et classique des contraintes résiduelles et comparaison des contraintes résiduelles en usinage conventionnel et assisté par laser [119]

Outeiro *et al* [120] présentent un modèle 3D de calcul des contraintes résiduelles appliqué au cas du tournage du 316L et de l'Inconel 718. Ils utilisent une configuration lagrangienne qui lui permet de simuler la génération du copeau. Arrazola *et al* [121] présentent une étude numérique sous DEFORM-3D représentant une opération de tournage de l'Inconel 718. Ils étudient les contraintes résiduelles obtenues après usinage en faisant varier certains paramètres de la loi de comportement et de la loi de frottement et l'avance. Attanasio *et al* [122] présentent deux méthodes numériques permettant de simuler les contraintes résiduelles en tournage. La première méthode est une méthode purement lagrangienne alors que la seconde est une méthode ALE. Le code de calcul utilisé est DEFORM-3D. Ils déduisent de ces travaux que la première méthode est plus coûteuse en temps de calcul (une semaine au lieu de deux jours) mais donnent de meilleurs résultats de contraintes résiduelles. D'après lui, la méthode ALE a des difficultés à représenter l'influence du rayon de bec de l'outil et de l'avance.

Valiorgue *et al* [10][123] présentent une méthode numérique hybride permettant de déterminer les contraintes résiduelles en tournage 3D du 304L. L'enlèvement de la matière n'est pas simulé (Figure 14). Les chargements thermomécaniques équivalents sont déterminés par le biais d'essais expérimentaux (essais de coupe orthogonale et de frottement). Ils sont appliqués dans le modèle numérique sur un parallélépipède (Figure 109) représentant une partie d'une pièce cylindrique.

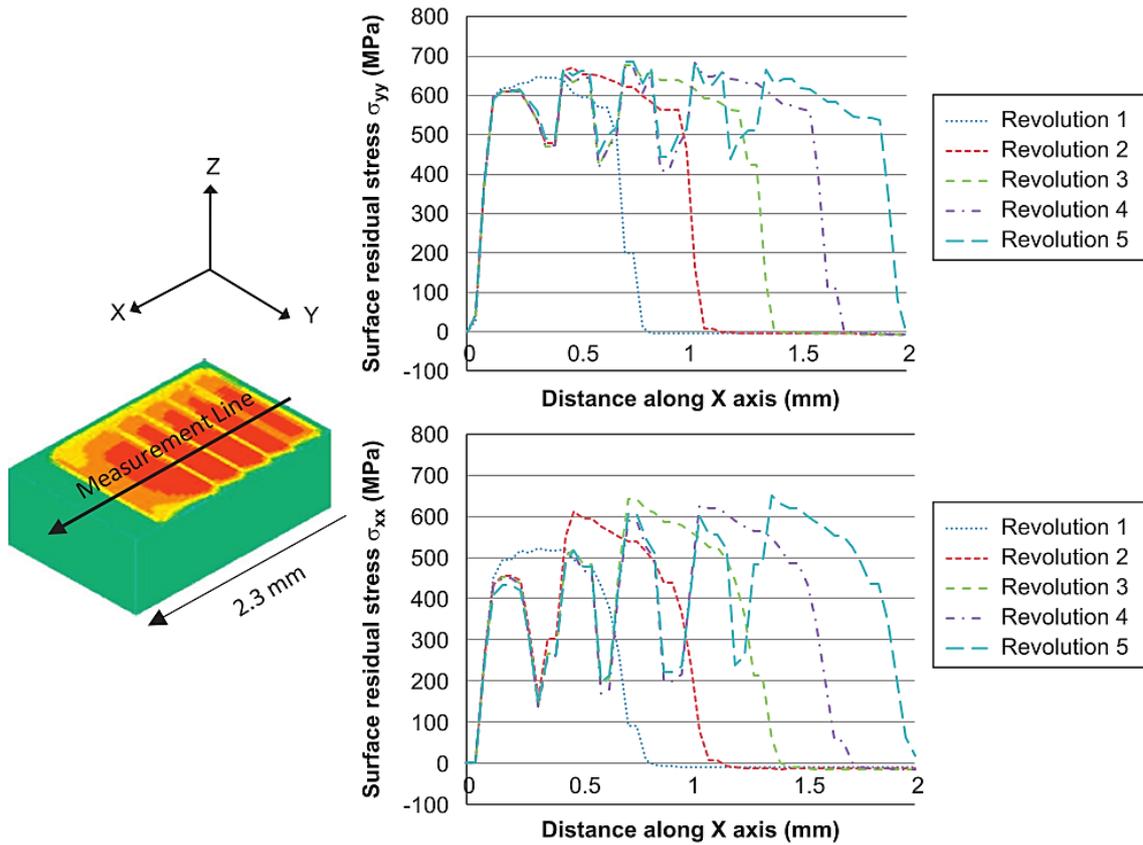


Figure 109: Résultats de la simulation des contraintes résiduelles en tournage [123]

Mondelin *et al* [28] [29] [124] utilisent la méthode développée par Valiorgue et l'appliquent au cas du 15-5PH. La thèse d'Alexandre Mondelin présente l'ensemble des travaux menés sur l'intégrité des surfaces dans le cas du 15-5PH. Ayant pour objectif de s'affranchir des essais expérimentaux nécessaires à l'utilisation du modèle hybride de Valiorgue, un modèle numérique eulérien simulant une opération de tournage est développé par Girinon *et al* [125].

### 5.2.2 Simulation numérique des contraintes résiduelles en perçage

Aucun travail sur la simulation des contraintes résiduelles en perçage n'existe à l'heure actuelle. Les travaux présentés ci-dessous sont les plus intéressants à mettre en avant puisqu'ils étudient l'impact du perçage sur la métallurgie du matériau.

Schulze *et al* [126] présentent un modèle numérique permettant dans le cas du perçage de simuler les transformations de phase d'un 42CrMo4. Les chargements mécaniques et thermiques introduits dans le modèle numérique 3D ont été obtenus par des essais expérimentaux et par des modèles numériques 2D. La martensite formée à la surface du trou est présentée sur l'image (Figure 110). Le processus d'austénitisation est modélisé ce qui

permet le calcul des fractions perlite/ferrite, bainite et martensite transformées. La plastification du matériau et la dureté de la microstructure sont considérées.

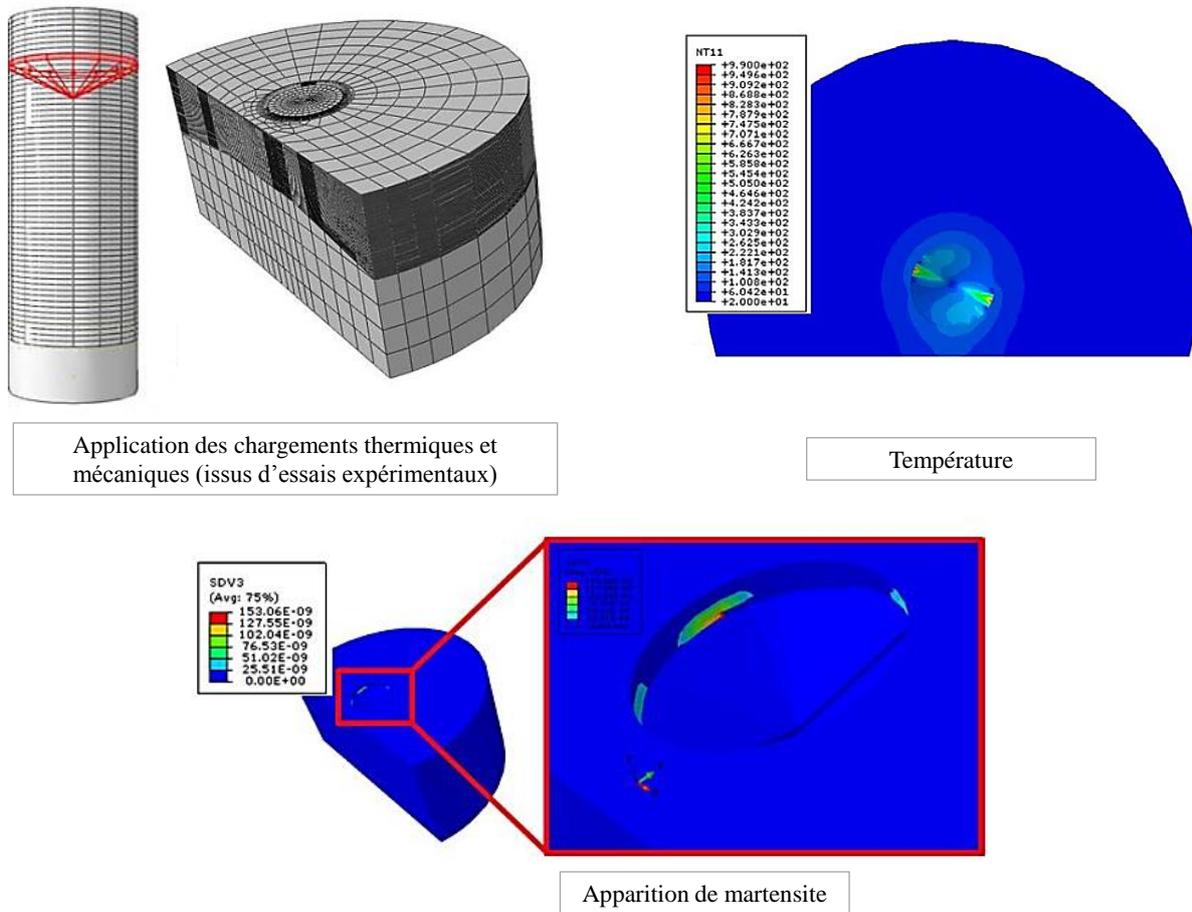


Figure 110: Présentation des travaux de Schulze permettant de caractériser la formation de martensite d'un 42CrMo4 [126]

Les travaux de Shen et Ding [95] présentés au paragraphe 4.2.2 étaient intéressants. Ils utilisent les chargements thermiques et mécaniques issus d'un modèle 3D de perçage dans un modèle de coupe 2D. Ainsi ils atteignent le régime stabilisé d'un point de vue thermique et simulent l'évolution de la microstructure du matériau.

### 5.2.3 Résumé de l'état de l'art

A l'heure actuelle, il n'existe pas de travaux sur la simulation numérique des contraintes résiduelles en perçage. L'état de l'art sur les procédés de coupe ont permis d'identifier les techniques existantes dans la prédiction numérique des contraintes résiduelles. La première consiste à calculer les contraintes résiduelles directement dans le modèle numérique de coupe. Pour cela une représentation lagrangienne est utilisée et permet de calculer les contraintes au

cours de la formation du copeau. Elles fonctionnent bien pour des modèles 2D mais sont trop coûteuses en temps de calcul pour atteindre le régime thermique stabilisé dans des modèles 3D. La deuxième technique consiste à identifier les chargements thermiques et mécaniques à imposer à la surface usinée grâce à des essais expérimentaux. Elle nécessite une campagne expérimentale, elle n'est donc pas complètement prédictive mais permet de prendre en compte des chargements thermiques à des temps longs (difficiles à obtenir dans les modèles numériques lagrangiens).

### 5.3 Stratégie de simulation

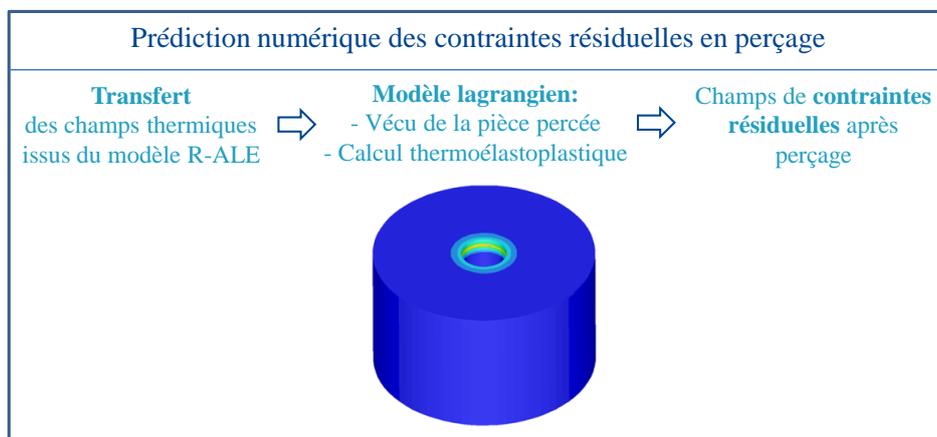


Figure 111: Méthodologie de la simulation numérique

Le maillage utilisé est celui représentant la pièce percée. La version commerciale de Sysweld® [127] est utilisée pour le calcul. L'originalité des développements qui permettent de réaliser ce calcul de contraintes résiduelles sur une pièce percée réside dans le modèle R-ALE de simulation du perçage et dans le transfert des champs d'un modèle à l'autre. Les propos de ce chapitre s'attacheront d'abord à présenter l'étape de transfert des températures calculées dans le modèle R-ALE de perçage pour les appliquer au modèle lagrangien. Ensuite le savoir-faire associé au calcul des contraintes résiduelles sera présenté (taille de mailles, pas de temps du calcul...). Enfin les résultats obtenus seront comparés aux contraintes résiduelles expérimentales et les perspectives seront évoquées.

#### 5.3.1 Transfert des chargements thermiques

##### 5.3.1.1 Méthode

Le modèle R-ALE permet de calculer les champs thermomécaniques (contraintes et températures) en tout point du maillage du modèle. La discrétisation temporelle est faite de

sorte à calculer les champs à chaque tour de foret et non à des positions angulaires intermédiaires du foret. Ceci permet de faciliter le positionnement du maillage pour l'étape suivante puisqu'une translation suffit et diminue le temps de calcul sans perte d'informations. Les données issues du modèle R-ALE doivent être transférées au modèle lagrangien afin de permettre le calcul des contraintes résiduelles. Dans un premier temps, uniquement les températures sont transférées et les contraintes résiduelles d'origine thermique sont calculées.

Dans le modèle lagrangien, chaque particule de matière est fixée au maillage (contrairement au modèle R-ALE dans lequel la matière s'écoule à travers le maillage dans certaines zones). Les contraintes dans le modèle lagrangien sont déterminées à partir des champs transmis à l'ensemble des nœuds.

La Figure 112 présente le schéma de transfert des cinétiques thermiques sur le maillage de la pièce percée à partir de celles calculées avec la modélisation R-ALE du perçage présentée au chapitre précédent.

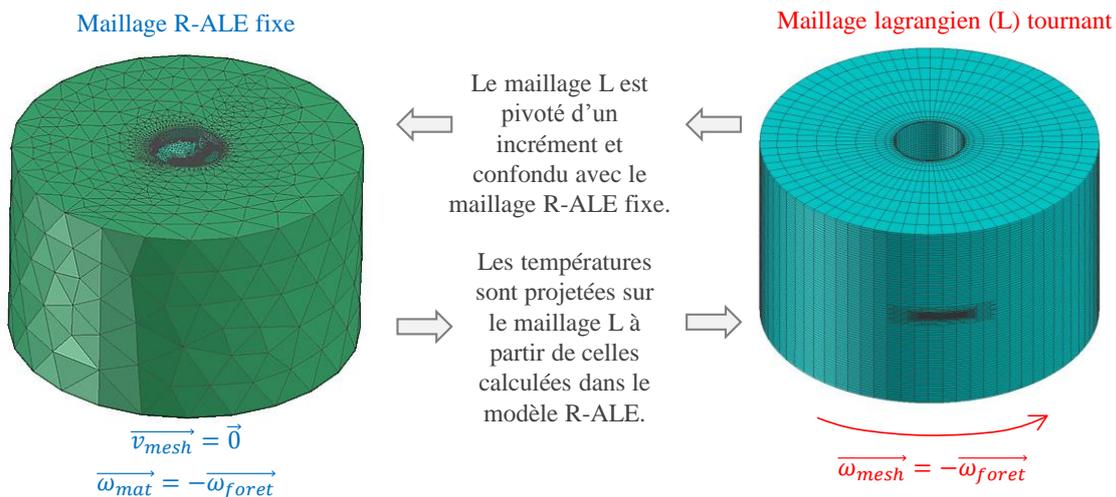


Figure 112: Principe de la projection spatiale des champs thermiques

Le maillage R-ALE est fixe. Les champs thermiques associés au calcul R-ALE translate du haut vers le bas au fil des pas de temps de calcul. Le maillage lagrangien est pivoté d'un incrément entre deux projections de températures à la vitesse  $\vec{\omega}_{mesh} = -\vec{\omega}_{foret}$ . Finalement la combinaison des deux mouvements permet de reproduire la trajectoire hélicoïdale des champs de températures réellement appliqués à une pièce percée.

Un autre aspect important est que les pas de temps de calcul du modèle R-ALE et du modèle lagrangien sont différents. Pour le calcul des contraintes résiduelles, la discrétisation temporelle doit être beaucoup plus fine. Afin de calculer les températures aux pas de temps

intermédiaires, une interpolation linéaire des températures est faite à partir de celles obtenues dans le modèle R-ALE aux pas de temps inférieurs et supérieurs (Figure 113).

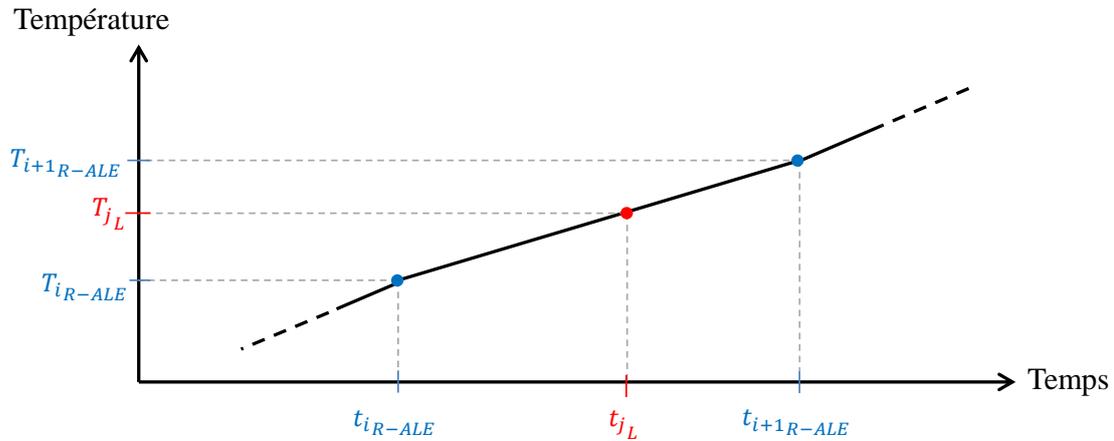


Figure 113: Principe de la projection temporelle des champs thermiques

Le maillage du modèle lagrangien étant différent du maillage du modèle R-ALE, une interpolation spatiale est effectuée lors du transfert des champs du premier maillage au second. Pour que cette interpolation puisse être effectuée, le maillage lagrangien doit être inclus dans le maillage R-ALE. Pour chaque nœud du maillage lagrangien, la maille sur laquelle il se projette dans le maillage R-ALE est recherchée. Le calcul de la température du nœud en question se fait à partir des températures des quatre nœuds formant la maille trouvée et grâce à une interpolation spatiale tenant compte de la position du nœud dans la maille.

D'autre part, le calcul des contraintes résiduelles nécessite des mailles de surface de petites tailles afin de détecter le gradient thermique imposé par le passage des spots de chaleur sur la surface percée. Afin de ne pas exploser le temps de calcul, le raffinement des mailles est localisé à mi-hauteur de la pièce. Les contraintes résiduelles seront observées à cet endroit.

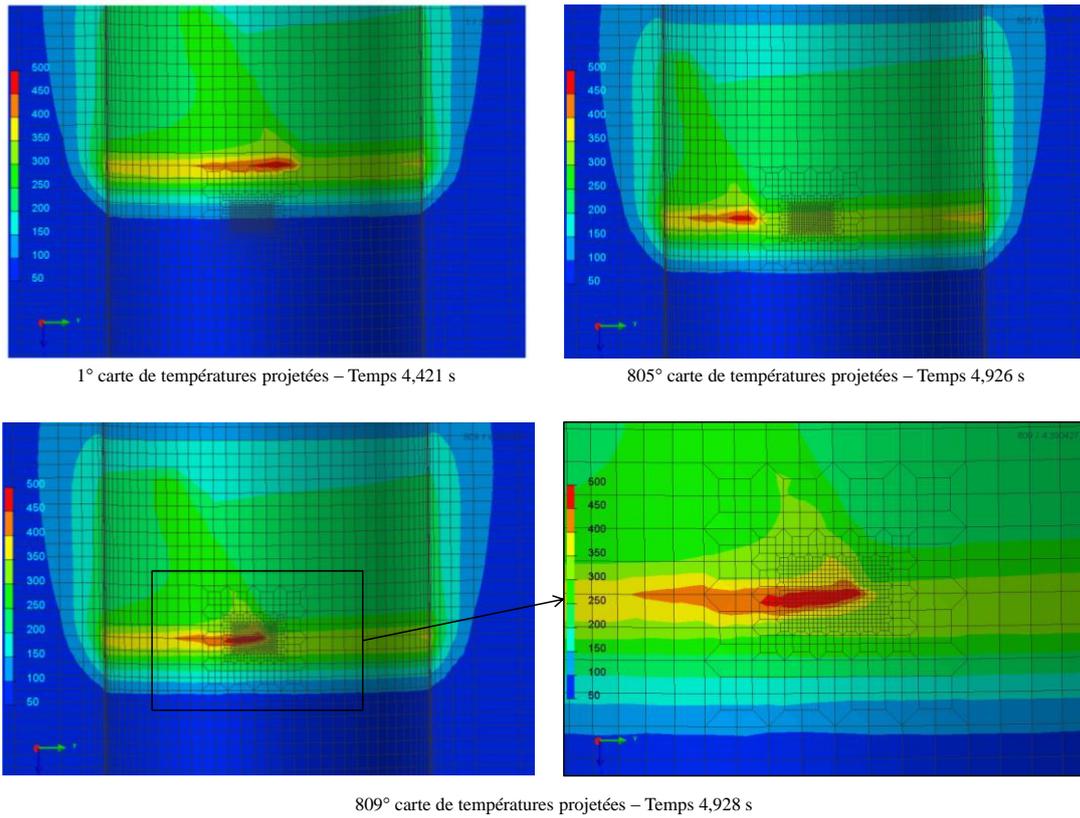


Figure 114: Images des températures projetées à différents temps de calcul

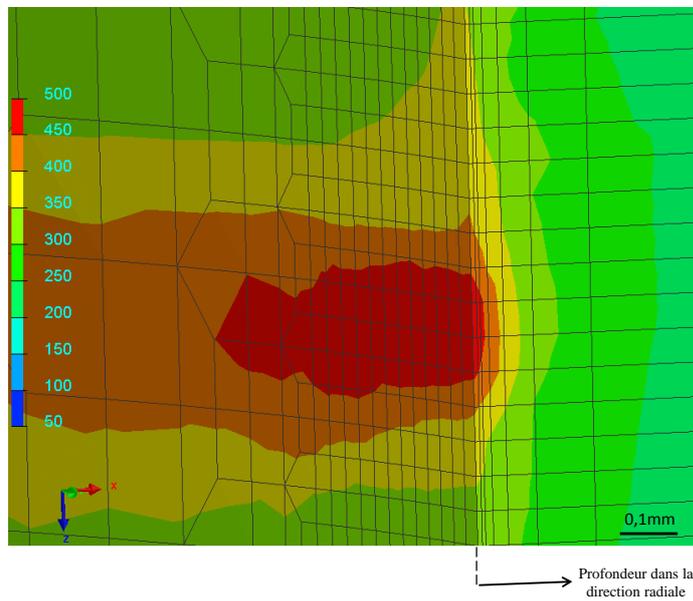


Figure 115: Image de l'évolution des températures dans la direction radiale

### 5.3.1.2 Comparaison des températures avant et après projection

La Figure 116 présente une comparaison des températures issues du calcul du modèle R-ALE et des températures projetées sur le maillage cible pour les six positions de

thermocouples étudiées dans le chapitre précédent. Etant donné que l'objectif est d'observer les contraintes résiduelles uniquement au milieu du trou percé, la projection des températures pour le début de perçage n'est pas effectuée. Pendant cette étape, la température du milieu du trou évolue peu. Un gain en temps de calcul et en taille de fichier résultat est ainsi obtenu.

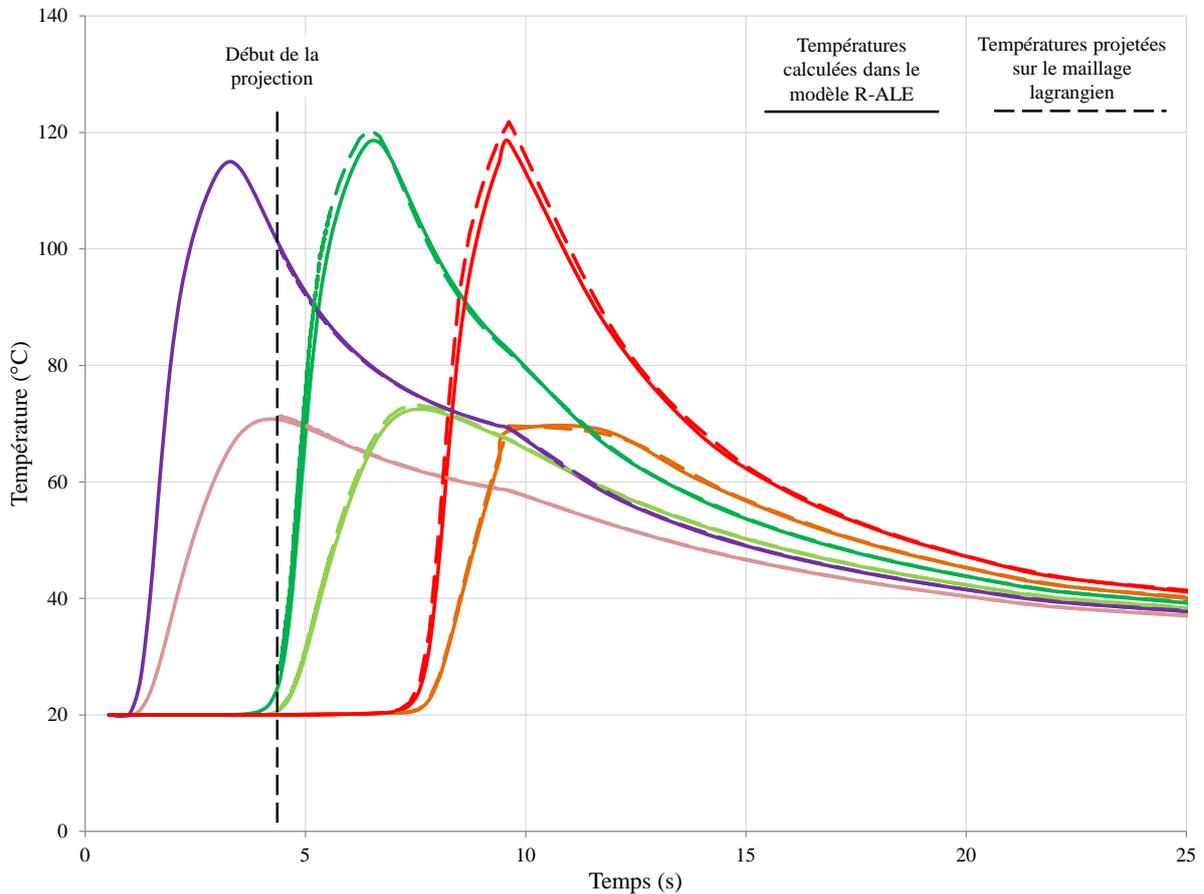


Figure 116: Comparaison des températures calculées dans le modèle de perçage et des températures projetées sur le maillage du calcul des contraintes résiduelles

### 5.3.2 Simulation des contraintes résiduelles

#### 5.3.2.1 Maillage

Le maillage est spécifique au calcul des contraintes résiduelles. Il représente la pièce percée. Le calcul des contraintes résiduelles nécessite des tailles de mailles très faibles. Afin que les temps de calcul n'explorent pas, la zone d'intérêt est raffinée tandis que le reste de la pièce dispose de mailles de tailles plus importantes. La zone d'intérêt correspond à la zone utilisée expérimentalement pour l'analyse des contraintes résiduelles. Les dimensions des mailles de la zone raffinée sont présentées en Figure 117.

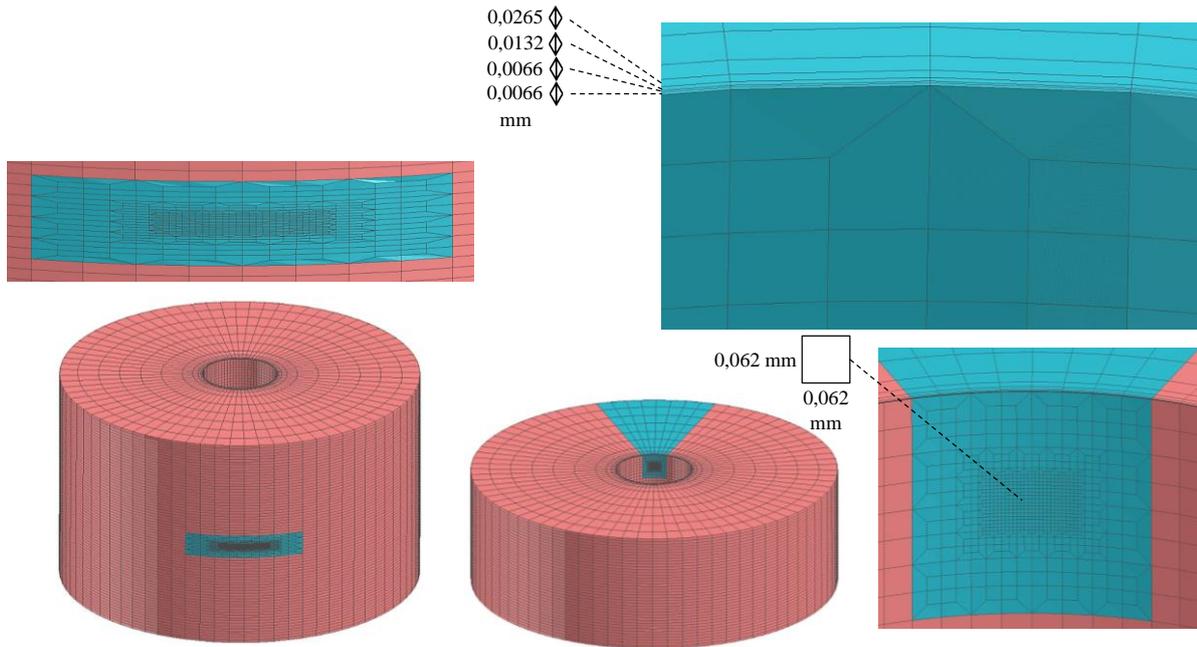


Figure 117: Présentation du maillage pour le calcul des contraintes résiduelles

### 5.3.2.2 Mécanismes physiques

A partir des températures projetées en chaque nœud, un calcul thermoélastoplastique est lancé. Un écrouissage isotrope est utilisé (plasticité avec critère de Von Mises).

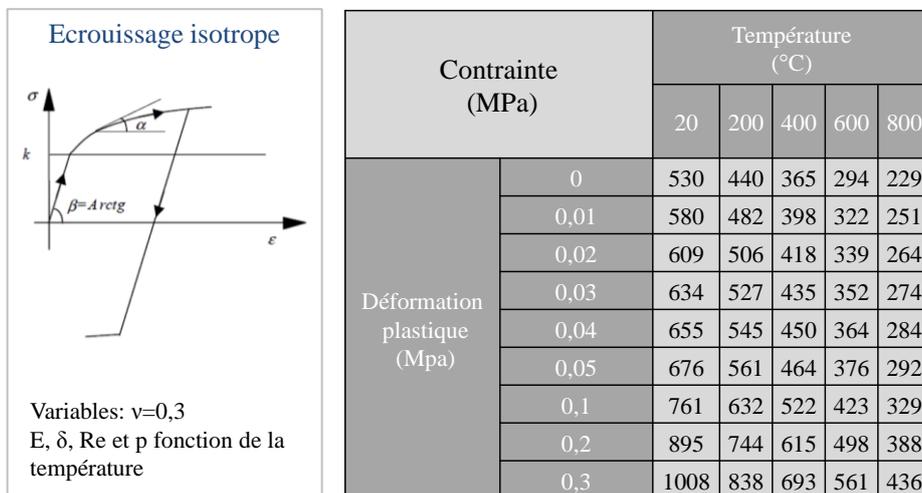


Figure 118: Description du comportement thermoélastoplastique du matériau

### 5.3.2.3 Pas de temps

La Figure 119 décrit dans le détail la zone du maillage raffinée dans laquelle les contraintes résiduelles vont être observées et comparées aux valeurs expérimentales. Des données essentielles au calcul des contraintes résiduelles sont présentées. Les conditions de

perçage et la zone intense de chaleur sont les données d'entrée qui permettent de déterminer la taille du maillage et les pas de temps du calcul. Le temps de calcul doit également être intégré à l'équation afin de choisir des paramètres optimums permettant d'avoir un résultat précis avec un temps de calcul acceptable. La taille de maille de 0,062 mm associée à un pas de temps de calcul de 0,000628 s permet à la zone de chaleur intense (spot) de couvrir deux mailles dans la direction circonférentielle. Ils permettent également d'avoir deux temps de calcul lors du passage du spot dans la zone raffinée et trente cartes de calcul entre deux passages de spot. Le premier élément est indispensable pour que le spot chauffe la zone raffinée lors de son passage, le second est nécessaire pour observer la décroissance de la température entre deux passages de becs. Enfin l'association des deux permet de bien représenter le gradient de températures vécu par la zone raffinée. Ce dernier est étroitement lié à la déformation thermique de la matière, au gradient de déformations plastiques et donc aux contraintes résiduelles obtenues après refroidissement.

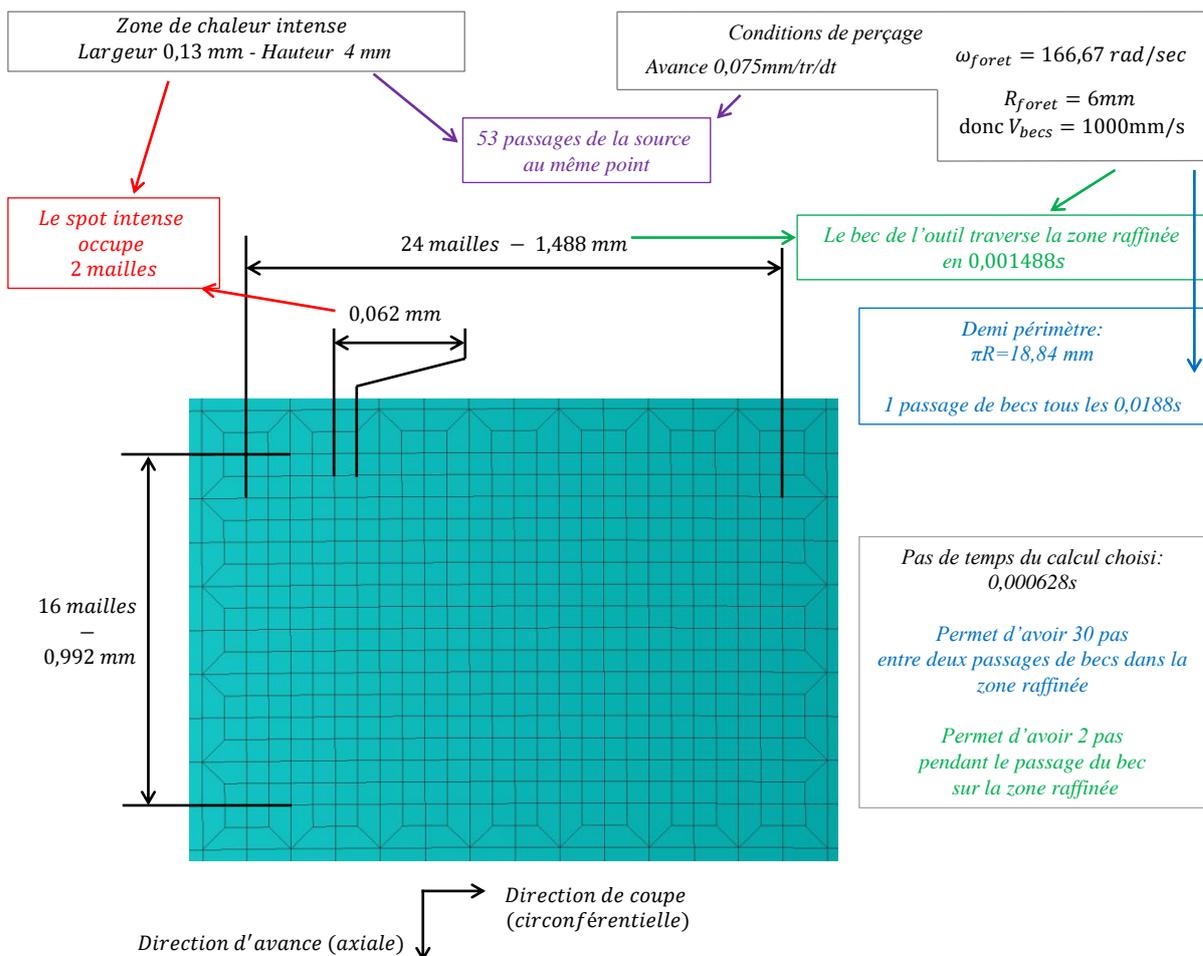


Figure 119: Description des conditions de calcul dans la zone d'intérêt

La Figure 120 présente une comparaison de températures projetées au niveau de la surface du maillage cible avec le pas de temps  $\Delta t$  de 0,000628 s présenté en Figure 119 et avec le même pas de temps divisé par 5. Cette comparaison met en évidence un décalage temporel des deux courbes qui ne semble pas poser de problème sur la forme des cinétiques vécues par la pièce. Le plus important est l'intensité du gradient de températures. Les pics de températures sont supérieurs dans le cas du pas de temps diminué mais la différence est inférieure à  $10^\circ\text{C}$ . L'intensité du gradient est donc plus importante et ce point peut justifier une étude de sensibilité sur le résultat des contraintes résiduelles. Cependant diviser le pas de calcul par 5 ou plus a un coût en temps de calcul. Pour éviter d'augmenter le temps de calcul de manière trop significative, il serait intéressant de développer un programme permettant de diminuer le pas de temps de calcul uniquement lorsque la source chaude traverse la zone raffinée du maillage (zone d'observation des contraintes résiduelles).

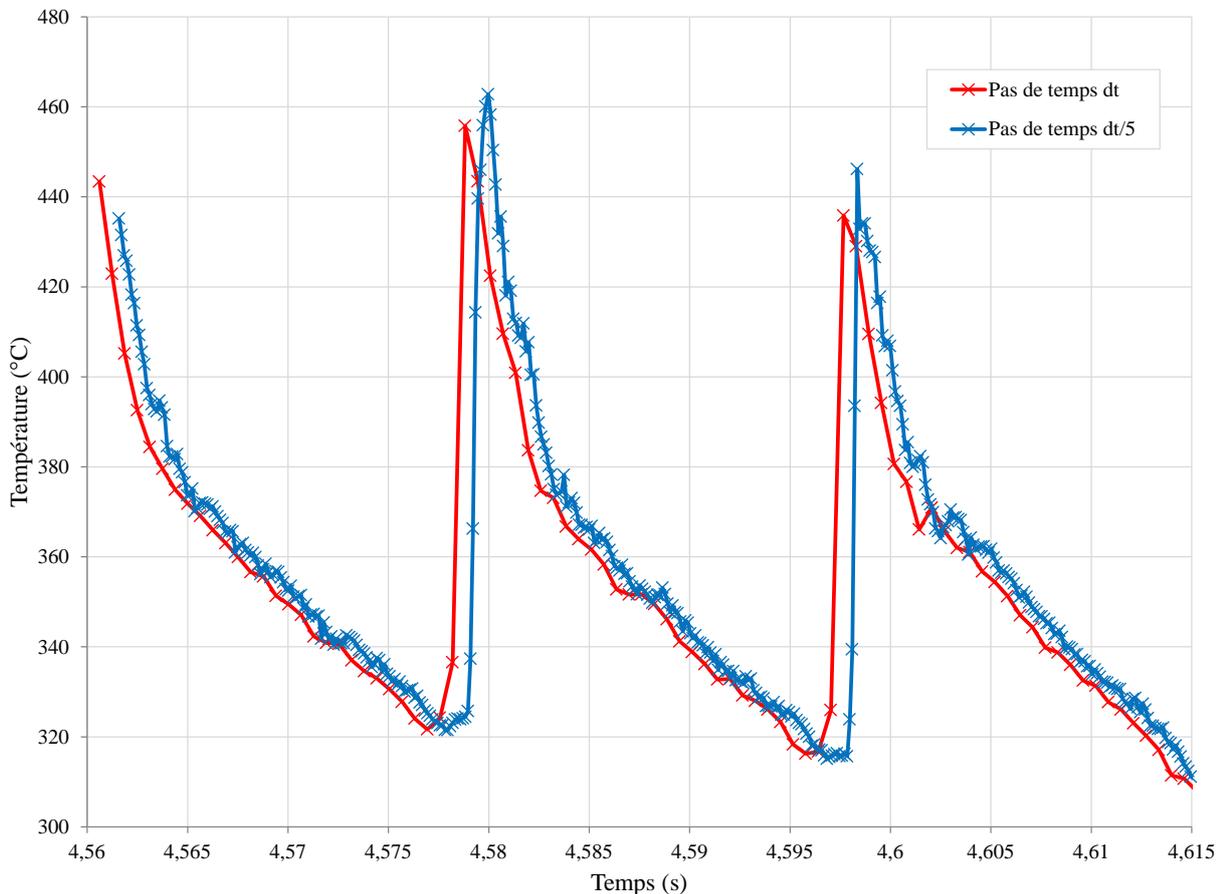


Figure 120: Comparaison des températures projetées en surface du maillage cible pour le pas de temps choisi et divisé par cinq

## 5.4 Résultats numériques et validation expérimentale

La contrainte de Von Mises calculée sur la pièce percée est présentée en Figure 121 afin d'illustrer le calcul réalisé. L'instant présenté correspond au début du calcul lorsque la zone de chaleur intense se situe au milieu de l'échantillon.

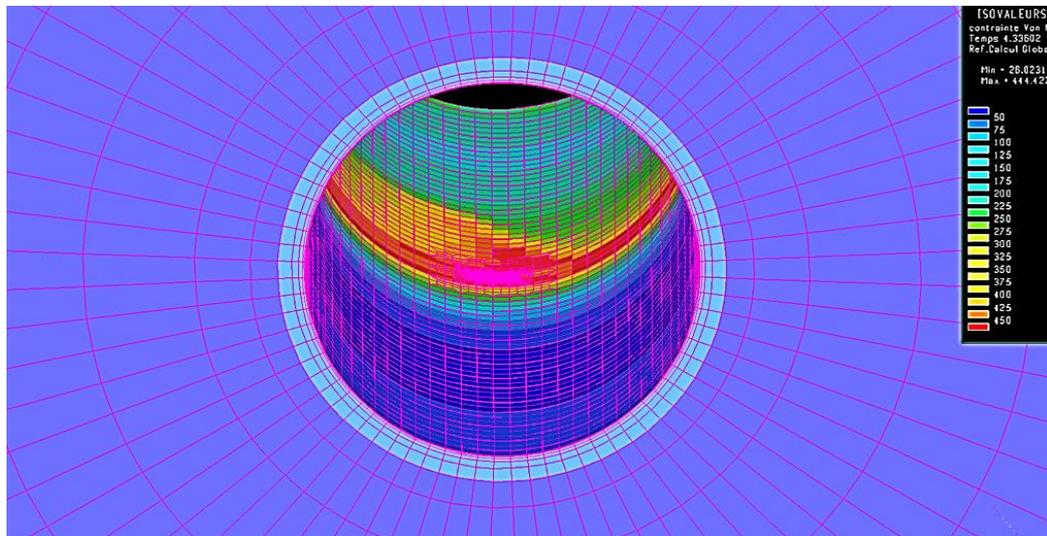


Figure 121: Contraintes de Von Mises en cours de calcul

La Figure 122 présente une comparaison des contraintes résiduelles numériques et expérimentales. Les contraintes résiduelles expérimentales sont répétées trois fois dans les mêmes conditions et sont celles présentées au paragraphe 3.5.1. Numériquement, la profondeur affectée est beaucoup plus importante puisque les contraintes résiduelles axiales et circonférentielles retrouvent des valeurs nulles à 1,2 mm de profondeur. Pour la direction circonférentielle, la contrainte résiduelle décroît peu sur 0,1 mm de profondeur. Les pics en surface sont supérieurs dans le calcul numérique d'environ 200 MPa dans les deux directions mais ils sont tous les deux de traction comme c'est le cas expérimentalement. Les résultats numériques obtenus ne répondent pas aux exigences et doivent être améliorés. Quelques points positifs sont à mettre en évidence. Tout d'abord, la contrainte circonférentielle est supérieure à la contrainte axiale sur toute la profondeur affectée. Ceci a été identifié expérimentalement pour tous les essais. Les deux gradients de contraintes résiduelles se rejoignent ensuite et sont nuls dans le reste de la pièce. De plus, les contraintes résiduelles sont de traction comme c'est le cas dans les essais expérimentaux à sec. Finalement, plusieurs explications sur la différence entre les résultats numériques et expérimentaux vont être présentées au paragraphe suivant et feront l'objet des travaux futurs.

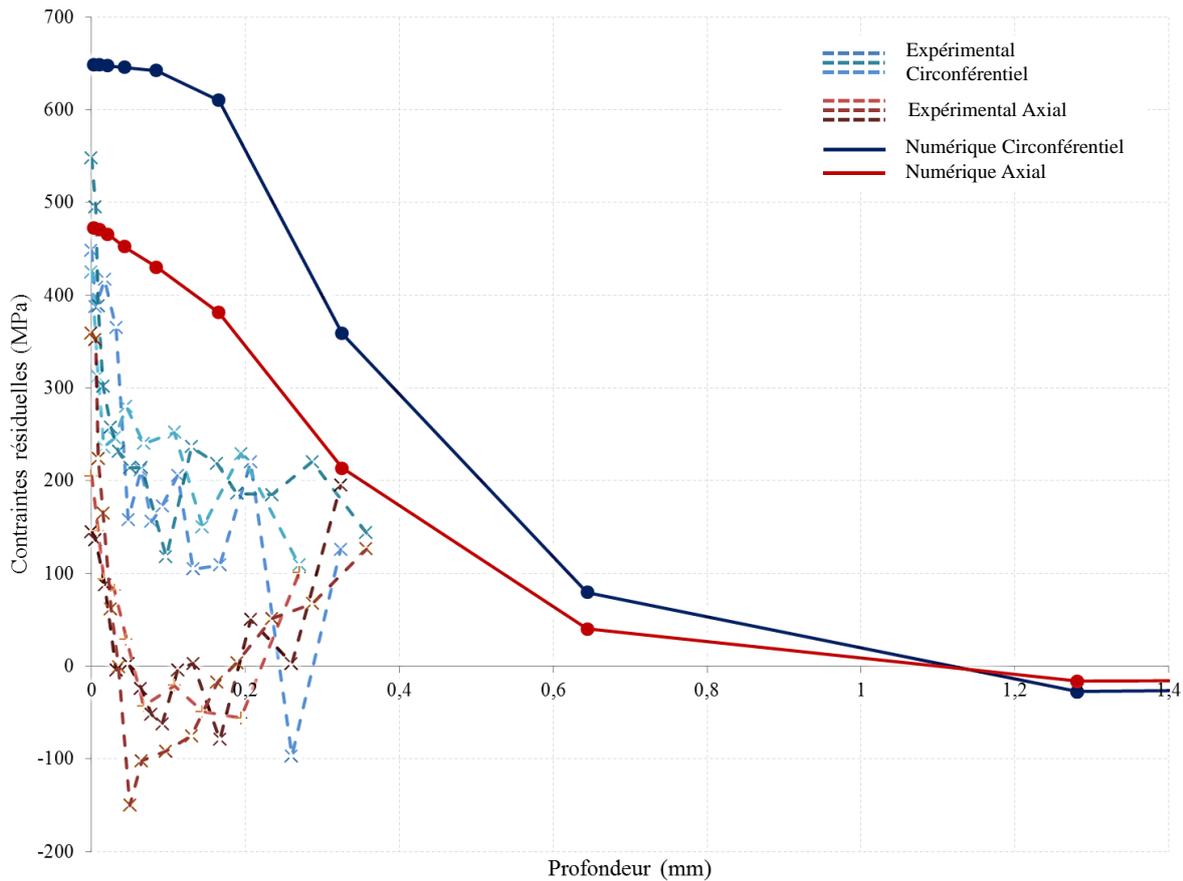


Figure 122: Comparaison des contraintes résiduelles expérimentales et numériques

## 5.5 Discussions

Les contraintes résiduelles numériques sont comparées aux contraintes résiduelles expérimentales. Malgré quelques points de satisfaction, la modélisation numérique doit être améliorée. Une des pistes à étudier est la manière de prendre en compte les listels dans le modèle numérique R-ALE. La taille des mailles utilisées pour appliquer le flux et la forme du chargement doivent être améliorées. Les mailles sélectionnées ont une taille importante qui ne permet pas de représenter la zone réelle de frottement à l'interface entre les listels et la surface percée. De plus le flux imposé est constant sur toute la hauteur du listel. La forme du chargement doit également être étudiée. L'intensité du flux calculé est complètement dépendant de la surface des mailles sélectionnées puisqu'il a été calculé de sorte à ce que la puissance introduite dans la pièce corresponde à la puissance liée à l'augmentation du couple identifiée lors des essais expérimentaux. Le fait de réduire la taille de mailles (dans le but de respecter la zone réelle de frottement) va réduire la surface des mailles sélectionnées et va donc augmenter l'intensité du flux et réduire le temps d'exposition des mailles à celui-ci. Ces

phénomènes vont conduire à un échauffement et une dilatation de la matière beaucoup plus localisés. La profondeur affectée devrait ainsi être réduite et les contraintes résiduelles devraient décroître plus rapidement (comme c'est le cas expérimentalement).

Un travail sur le comportement du matériau doit également être réalisé. Le calcul présenté fait appel à un écrouissage isotrope. Un calcul avec un écrouissage cinématique non-linéaire d'Armstrong-Frederick pourrait être intéressant puisqu'il est bien adapté à la modélisation de sollicitations cycliques.

Les contraintes résiduelles calculées sont uniquement d'origine thermique. Les phénomènes mécaniques n'ont pas été considérés dans un premier temps puisque les essais expérimentaux ont montré une réelle dépendance des contraintes résiduelles aux phénomènes thermiques. Cependant le cisaillement de la matière dû à l'arrachement de la matière au plus proche des becs de l'outil ainsi que celui induit par le frottement des listels sur la surface du trou percé contribue à la génération de déformations plastiques. La contribution des phénomènes mécaniques devra donc être quantifiée et également intégrée au calcul des contraintes résiduelles.

## 5.6 Conclusion du chapitre

Ce chapitre se décompose en deux étapes. La première étape consiste à transférer les cinétiques thermiques obtenues dans le modèle numérique du perçage. Des détails sur cette phase de transfert ont été apportés afin d'expliquer l'interpolation spatiale (induite par les maillages différents) et l'interpolation temporelle (induite par les pas de temps différents). Les caractéristiques des deux modèles numériques sont très différentes, ceci justifie complètement de les dissocier. Le premier modèle numérique simule l'opération de perçage avec des pas de temps de calcul très grand. Le second modèle simule les déformations de la pièce afin de déterminer les contraintes résiduelles associées. Une discrétisation temporelle beaucoup plus fine est nécessaire afin d'assurer la continuité des chargements thermiques perçus par la pièce.

La deuxième partie de ce chapitre est consacrée à l'obtention des contraintes résiduelles. Les caractéristiques du maillage et des pas de temps de calcul sont présentées. Une étude de sensibilité sur ces paramètres devra être réalisée. Les résultats des contraintes résiduelles obtenues sont encourageants sur la capacité de la méthode à prédire les contraintes résiduelles. Des étapes complémentaires sont néanmoins nécessaires. Celles-ci ont été identifiées et présentées au paragraphe précédent. En plus des perspectives présentées, il serait

intéressant de réaliser une étude de sensibilité des paramètres du modèle R-ALE de simulation du perçage sur les résultats des contraintes résiduelles.

## Conclusion générale

L'objectif de ce projet est de proposer une méthode numérique capable de prédire l'intégrité des surfaces percées. La première étape du projet constituée de recherches bibliographiques et d'essais préliminaires de perçage (non présentés dans le manuscrit) a permis de constituer les axes de recherche nécessaires pour atteindre l'objectif. Deux volets principaux se sont mis en place, un expérimental et l'autre numérique.

Le premier volet a permis d'identifier les phénomènes physiques mis en œuvre pendant le perçage et de fournir les données expérimentales nécessaires à la validation des modèles numériques. Des études complémentaires ont été nécessaires. Le confinement du trou percé le rend difficilement observable et justifie le peu d'études réalisées sur les contraintes résiduelles en perçage. Pour analyser les contraintes résiduelles dans un trou percé, des découpes de l'échantillon sont effectuées afin d'obtenir un quart. Les contraintes résiduelles sont ensuite analysées par DRX. L'influence de la découpe a été étudiée afin de déterminer les contraintes résiduelles relâchées par celle-ci. Des traitements thermiques de détensionnement avant perçage sont effectués afin de supprimer les contraintes résiduelles issues des procédés de mise en forme antérieurs. Le traitement a été validé afin de s'assurer de son efficacité et de la conservation des propriétés du matériau. Pour l'étude des cinétiques thermiques, une instrumentation en thermocouples a été réalisée. Une étude complémentaire a permis d'identifier les zones de mesures de températures très importantes pour réaliser la comparaison des températures numériques et expérimentales.

Les essais expérimentaux réalisés et l'analyse de données telles que le couple, l'effort de poussée, les températures et les contraintes résiduelles ont permis de mettre en évidence l'influence de la lubrification sur les cinétiques thermiques de la pièce et le lien avec les contraintes résiduelles. En effet pour les trois matériaux étudiés, les contraintes résiduelles sont de compression après perçage en lubrification interne et de traction à sec. Après perçage en lubrification externe, la contrainte circonférentielle est de traction tandis que la contrainte résiduelle axiale reste de compression. L'échauffement de la pièce en lubrification interne est très faible et progresse en lubrification externe et à sec, et cela fait tendre les contraintes résiduelles vers la traction. La contrainte résiduelle dans la direction circonférentielle est toujours supérieure à celle obtenue dans la direction axiale, c'est également la plus sensible à l'évolution du chargement thermique. Ce phénomène semble

associé à la vitesse de rotation beaucoup plus importante que la vitesse de descente et qui rend l'évolution des chargements beaucoup plus rapide dans la direction circonférentielle que dans la direction axiale.

Le second volet est numérique. La recherche bibliographique a mis en évidence la difficulté des modèles actuels à simuler une opération de perçage pour des profondeurs significatives et l'absence de modèles numériques de simulation des contraintes résiduelles d'une pièce percée. Il a donc été décidé de développer une méthodologie innovante afin de représenter le perçage et la formation du trou percé avec des temps de calcul acceptables. Celle-ci est basée sur une approche R-ALE qui fait appel aux trois représentations connues (Lagrange, Euler, ALE) associées à un maillage rigide. La géométrie du copeau doit être connue. Un dispositif Quick Stop Drilling a été développé et des essais expérimentaux ont été réalisés afin d'obtenir un copeau tel qu'il est pendant l'opération de coupe. La méthodologie permettant d'obtenir le maillage a été expliquée. Entre deux étapes de calcul du modèle R-ALE, le foret descend d'une ou de plusieurs fois l'avance par tour. La simulation du trou percé est donc rapide. Elle permet d'alimenter le second modèle qui est lagrangien et qui représente la pièce après perçage. Une phase de transfert des cinétiques thermiques calculées dans le premier modèle vers le second est nécessaire pour projeter les températures vers le nouveau maillage et avec de nouveaux pas de temps. Ces cinétiques thermiques constituent les données d'entrée qui permettent de calculer les déformations et après refroidissement les contraintes résiduelles.

## Perspectives

Les perspectives du projet sont principalement numériques. Elles doivent tout d'abord permettre de prédire numériquement la contribution des listels dans le modèle R-ALE. Pour cela un calcul thermoélastique pourrait être réalisé afin d'identifier le resserrement de la matière autour du foret et d'adapter la géométrie en cours de calcul. Une loi de frottement devra être intégrée au modèle afin de caractériser l'échauffement et le cisaillement induits.

La lubrification devra également être intégrée. Pour cela, le trou percé devrait être maillé afin de mieux tenir compte de la température du milieu ambiant et des conditions d'écoulement de la lubrification. A sec également, mailler le trou percé peut permettre de mieux représenter les conditions d'échange entre la surface percée et le milieu ambiant qui évoluent entre le fond du trou et proche de la face d'entrée.

Une étude de la sensibilité de la géométrie du copeau sur les cinétiques thermiques et les contraintes résiduelles pourrait être réalisée. Elle permettrait d'identifier les conditions d'usinage pour lesquelles la même géométrie de copeau peut être utilisée afin de s'affranchir des essais QST pour chaque condition d'usinage. L'idéal serait de développer un algorithme d'adaptation du maillage à partir de la géométrie existante afin de s'affranchir de ce problème.

Pour le calcul des contraintes résiduelles, les premières perspectives à mettre en œuvre sont celles présentées en fin de Chapitre 5. Elles doivent permettre de valider la prédiction des contraintes résiduelles dans le cas à sec. Pour aller plus loin, il faudra prendre en compte les phénomènes mécaniques issus du cisaillement lors de la coupe et du frottement des listels.

Les deux points précédents permettraient au modèle de franchir un cap. L'étude de la sensibilité du modèle aux contributions mécaniques et thermiques en fonction des différents cas de lubrification serait alors très intéressante. Elle viendrait compléter la démarche expérimentale mise en œuvre qui n'a pas pu être complètement exploitée au cours de ces travaux. Les perspectives sont d'abord numériques car elles permettront d'exploiter au mieux les résultats expérimentaux existants et de mieux cibler de futures études expérimentales. D'un point de vue expérimental, il serait intéressant d'intégrer une correction des profils de contraintes résiduelles qui tienne compte de l'influence du retrait des couches successives par polissage électrolytique.



## Bibliographie

- [1] F. Valiorgue, “Simulation des processus de génération de contraintes résiduelles en tournage du 316L. Nouvelle approche numérique et expérimentale.,” Thèse de Doctorat de l’Ecole Nationale Supérieure des Mines de Saint-Etienne, 2008.
- [2] V. Chomienne, “Etude de l’influence de l’intégrité de surface en tournage de l’acier 15-5PH sur la tenue en fatigue en flexion rotative.,” Thèse de Doctorat de l’Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2014.
- [3] J. Lu, “Traitements de surface mécaniques. Principes.,” *Tech. l’ingénieur*, vol. M 1190v2, 2015.
- [4] J. Rech, H. Hamdi, and S. Valette, “Workpiece surface integrity,” *Mach. Fundam. Recent Adv.*, pp. 59–96, 2008.
- [5] Z. Qi, B. Li, and L. Xiong, “The formation mechanism and the influence factor of residual stress in machining,” *Front. Mech. Eng.*, vol. 9, no. 3, pp. 265–269, 2014.
- [6] S. Sandvik-coromant, “Perçage.,” *Tech. l’ingénieur*, vol. BM 7088, 2001.
- [7] G. Perrin, “Etude métallurgique, mécanique et thermique de l’intégrité des surfaces des pièces percées au foret hélicoïdal dans l’IN718TR. Détection, quantification des anomalies de perçage par process monitoring.,” Thèse de Doctorat de l’Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2007.
- [8] M. Elajrami, M. Benguediab, and G. Ronald, “Effect of various drilling procedures on the fatigue life of rivet holes,” in *17th European Conference on Fracture*, 2008, pp. 2200–2207.
- [9] C. Bonnet, “Compréhension des mécanismes de coupe lors du perçage à sec de l’empilage Ti6Al4V/Composite fibre de carbone,” Thèse de Doctorat de l’Ecole Nationale Supérieure d’Arts et Métiers, 2010.
- [10] F. Valiorgue, J. Rech, H. Hamdi, P. Gilles, and J. M. Bergheau, “A new approach for the modelling of residual stresses induced by turning of 316L,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 191, no. 1–3, pp. 270–273, 2007.
- [11] K. Kerrigan, J. Thil, R. Hewison, and G. E. O’Donnell, “An integrated telemetric thermocouple sensor for process monitoring of CFRP milling operations,” *Procedia CIRP*, vol. 1, pp. 449–454, 2012.

- [12] G. Le Coz, M. Marinescu, A. Devillez, D. Dudzinski, and L. Velnom, “Measuring temperature of rotating cutting tools: Application to MQL drilling and dry milling of aerospace alloys,” *Appl. Therm. Eng.*, vol. 36, pp. 434–441, 2012.
- [13] B. Ozcelik and E. Bagci, “Experimental and numerical studies on the determination of twist drill temperature in dry drilling: A new approach,” *Mater. Des.*, vol. 27, pp. 920–927, 2006.
- [14] M. Bono and J. Ni, “The effects of thermal distortions on the diameter and cylindricity of dry drilled holes,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 41, pp. 2261–2270, 2001.
- [15] E. Bagci and B. Ozcelik, “Investigation of the effect of drilling conditions on the twist drill temperature during step-by-step and continuous dry drilling,” *Mater. Des.*, vol. 27, pp. 446–454, 2006.
- [16] W. Grzesik, J. Rech, K. Zak, and C. Claudin, “Machining performance of pearlitic-ferritic nodular cast iron with coated carbide and silicon nitride ceramic tools,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 49, no. 2, pp. 125–133, 2009.
- [17] P. J. Arrazola, I. Arriola, and M. A. Davies, “Analysis of the influence of tool type, coatings, and machinability on the thermal fields in orthogonal machining of AISI 4140 steels,” *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 58, no. 1, pp. 85–88, 2009.
- [18] J. Dörr, T. Mertens, G. Engering, and M. Lahres, “‘In-situ’ temperature measurement to determine the machining potential of different tool coatings,” *Surf. Coatings Technol.*, vol. 174–175, no. 3, pp. 389–392, 2003.
- [19] J. Pujana, A. Rivero, A. Celaya, and L. N. López de Lacalle, “Analysis of ultrasonic-assisted drilling of Ti6Al4V,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 49, no. 6, pp. 500–508, 2009.
- [20] T. Ueda, M. Sato, a. Hosokawa, and M. Ozawa, “Development of infrared radiation pyrometer with optical fibers-Two-color pyrometer with non-contact fiber coupler,” *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 57, pp. 69–72, 2008.
- [21] T. Ueda, R. Nozaki, and a. Hosokawa, “Temperature measurement of cutting edge in drilling -Effect of Oil Mist-,” *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 56, no. 2, pp. 93–96, 2007.

- 
- [22] M. Bono and J. Ni, "A Method for Measuring the Temperature Distribution Along the Cutting Edges of a Drill," *J. Manuf. Sci. Eng.*, vol. 124, no. November 2002, p. 921, 2002.
- [23] Q. Shen, T. C. Lee, and W. S. Lau, "A finite-element analysis of temperature spade drilling," vol. 66, 1997.
- [24] L. C. Brandao, R. T. Coelho, and C. H. Lauro, "Contribution to dynamic characteristics of the cutting temperature in the drilling process considering one dimension heat flow," *Appl. Therm. Eng.*, vol. 31, no. 17–18, pp. 3806–3813, 2011.
- [25] R. P. Zeilmann and W. L. Weingaertner, "Analysis of temperature during drilling of Ti6Al4V with minimal quantity of lubricant," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 179, no. 1–3, pp. 124–127, 2006.
- [26] M.-E. Marinescu, "Mesure et estimation de la température lors du perçage de l'alliage Ti6Al4V.," Thèse de Doctorat de l'Université de Metz, 2009.
- [27] S. Hervé, "Traitements thermiques des aciers inoxydables. Guide de choix," *Tech. l'ingénieur*, vol. M 1155, 2013.
- [28] A. Mondelin, F. Valiorgue, J. Rech, M. Coret, and E. Feulvarch, "Hybrid model for the prediction of residual stresses induced by 15-5PH steel turning," *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 58, pp. 69–85, 2012.
- [29] A. Mondelin, F. Valiorgue, M. Coret, E. Feulvarch, and J. Rech, "Surface integrity prediction in finish turning of 15-5PH stainless steel," *Procedia Eng.*, vol. 19, pp. 270–275, 2011.
- [30] J. C. Outeiro, D. Umbrello, and R. M'Saoubi, "Experimental and numerical modelling of the residual stresses induced in orthogonal cutting of AISI 316L steel," *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 46, pp. 1786–1794, 2006.
- [31] A. Maurotto, D. Tsivoulas, and M. G. Burke, "Surface integrity in dry milling of 304L steel: A parametric study," *Procedia CIRP*, vol. 13, pp. 156–162, 2014.
- [32] D. A. Axinte and R. C. Dewes, "Surface integrity of hot work tool steel after high speed milling-experimental data and empirical models," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 127, no. 3, pp. 325–335, 2002.

- [33] F. Belahcene, “Détermination des contraintes résiduelles par méthode ultrasonore,” *Tech. l’ingénieur*, vol. IN 8, 2002.
- [34] M. Shaira, “Caractérisation non destructive de la transformation martensitique de l’acier 304L induite par déformation cyclique,” Thèse de Doctorat de l’Institut Nationale des Sciences Appliquées de Lyon, 2006.
- [35] J. Patru, “Modélisation du développement des contraintes résiduelles au sein de dépôts plasma de zircon et d’acier.,” Thèse de Doctorat de l’Université de Limoges, 2005.
- [36] R. Morin, “Amélioration de la résolution en imagerie ultrasonore.,” Thèse de Doctorat de l’Université de Toulouse, 2013.
- [37] I. S. Jawahir, E. Brinksmeier, R. M’Saoubi, D. K. Aspinwall, J. C. Outeiro, D. Meyer, D. Umbrello, and A. D. Jayal, “Surface integrity in material removal processes: Recent advances,” *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 60, no. 2, pp. 603–626, 2011.
- [38] P. J. Withers, M. Turski, L. Edwards, P. J. Bouchard, and D. J. Buttle, “Recent advances in residual stress measurement,” *Int. J. Press. Vessel. Pip.*, vol. 85, no. 3, pp. 118–127, 2008.
- [39] M. Lindgren and T. Lepisto, “Relation between residual stress and Barkhausen noise in a duplex steel,” *NDT E Int.*, vol. 36, no. 5, pp. 279–288, 2003.
- [40] H. Amalric, “Etude par mesure du bruit Barkhausen de la microstructure et de l’état de contrainte d’aciers biphasés : application aux aciers pour tôle automobile.,” Thèse de Doctorat de l’Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2007.
- [41] A. Skouras, A. Paradowska, M. J. Peel, P. E. J. Flewitt, and M. J. Pavier, “Residual stress measurements in a ferritic steel/In625 superalloy dissimilar metal weldment using neutron diffraction and deep-hole drilling,” *Int. J. Press. Vessel. Pip.*, vol. 101, pp. 143–153, 2013.
- [42] A. Niku-Lari, J. Lu, and J. F. Flavenot, “Measurement of residual-stress distribution by the incremental hole-drilling method,” *J. Mech. Work. Technol.*, vol. 11, no. 2, pp. 167–188, 1985.
- [43] J. P. Nobre and J. C. Outeiro, “Evaluating Residual Stresses Induced by Drilling of

- Ti-6Al-4V Alloy by Using an Experimental methodology,” *Procedia CIRP*, vol. 31, pp. 215–220, 2015.
- [44] J. P. Nobre, J. H. Stiffel, A. Nau, J. C. Outeiro, A. C. Batista, W. Van Paepegem, and B. Scholtes, “Induced drilling strains in glass fibre reinforced epoxy composites,” *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 62, no. 1, pp. 87–90, 2013.
- [45] M. Girinon, V. Robin, E. Jourden, F. Valiorgue, J. Rech, and E. Feulvarch, “A Method to Characterize Residual Stresses Induced by Machining,” in *PVP2016*, 2016, no. 63240.
- [46] M. Girinon, F. Valiorgue, J. Rech, and E. Feulvarch, “Development of a Procedure to Characterize Residual Stresses Induced by Drilling,” *Procedia CIRP*, vol. 45, pp. 79–82, 2016.
- [47] M. Jrad, “Modélisation du perçage à grande vitesse: approches analytique, numérique et expérimentale.,” Thèse de Doctorat de l’Université de Metz, 2007.
- [48] M. E. Merchant, “Mechanics of the metal cutting process I. Orthogonal cutting and a type 2 chip,” *J. Appl. Phys.*, vol. 16, no. 5, pp. 267–275, 1945.
- [49] P. Naisson, “Développement de portes-outils, d’outils et de modèles pour la maîtrise du perçage vibratoire.,” Docteur de l’Université de Grenoble, 2011.
- [50] C. Claudin, “Influence des conditions opératoires sur le procédé de perçage: Application aux structures mécano-soudées en acier bas carbone.,” Thèse de Doctorat de l’Ecole Nationale Supérieure d’Arts et Métiers, 2006.
- [51] P. Naisson, J. Rech, H. Paris, F. Dumont, J. Parot, and S. Etienne, “Modélisation analytique des efforts en usinage,” *19ème Congrès Français de Mécanique*, pp. 24–28, 2009.
- [52] P. Naisson, J. Rech, and H. Paris, “Analytical modeling of thrust force and torque in drilling,” *Proc. Inst. Mech. Eng. Part B J. Eng. Manuf.*, vol. 227, no. 10, pp. 1430–1441, 2013.
- [53] F. Blanchet, “Etude de la coupe en perçage par le biais d’essais élémentaires en coupe orthogonale. Application aux composites Carbone/Epoxy,” Thèse de Doctorat de l’Université de Toulouse, 2012.
- [54] M. G. M. Sekulic, P. Kovac, “A new thrust force model for drilling process,” *J.*

- Prod. Eng.*, vol. 13, no. 1, pp. 19–22.
- [55] F. Ke, J. Ni, and D. A. Stephenson, “Continuous chip formation in drilling,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 45, pp. 1652–1658, 2005.
- [56] F. Ke, J. Ni, and D. A. Stephenson, “Chip thickening in deep-hole drilling,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 46, pp. 1500–1507, 2006.
- [57] A. Akhavan Farid, S. Sharif, and M. H. Idris, “Chip morphology study in high speed drilling of Al–Si alloy,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 57, no. 5–8, pp. 555–564, 2011.
- [58] M. Cuesta, P. Aristimuño, A. Garay, and P. J. Arrazola, “Heat transferred to the workpiece based on temperature measurements by IR technique in dry and lubricated drilling of Inconel 718,” *Appl. Therm. Eng.*, vol. 104, pp. 309–318, 2016.
- [59] M. A. Amran, S. Salmah, N. I. S. Hussein, R. Izamshah, M. Hadzley, M. S. Kasim, and M. a. Sulaiman, “Effects of Machine Parameters on Surface Roughness Using Response Surface Method in Drilling Process,” *Procedia Eng.*, vol. 68, pp. 24–29, 2013.
- [60] E. A. Rahim and S. Sharif, “Investigation on Tool Life and Surface Integrity when Drilling Ti-6Al-4V and Ti-5Al-4V-Mo/Fe,” *JSME Int. J. Ser. C*, vol. 49, no. 2, pp. 340–345, 2006.
- [61] M. Elajrami, H. Milouki, and F. B. Boukhoulda, “Effect of Drilling Parameters on Hole Quality,” *Int. J. Mining, Metall. Mech. Eng.*, vol. 1, no. 4, pp. 254–257, 2013.
- [62] F. M. Bordin and R. P. Zeilmann, “Effect of the cutting edge preparation on the surface integrity after dry drilling,” *Procedia CIRP*, vol. 13, pp. 103–107, 2014.
- [63] A. R. C. Sharman, A. Amarasinghe, and K. Ridgway, “Tool life and surface integrity aspects when drilling and hole making in Inconel 718,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 200, pp. 424–432, 2008.
- [64] J. L. Cantero, M. M. Tardío, J. A. Canteli, M. Marcos, and M. H. Miguélez, “Dry drilling of alloy Ti-6Al-4V,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 45, pp. 1246–1255, 2005.
- [65] K. Weinert, I. Inasaki, J. W. Sutherland, and T. Wakabayashi, “Dry Machining and

- Minimum Quantity Lubrication,” *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 53, no. 2, pp. 511–537, 2004.
- [66] E. Kuram, B. Ozcelik, E. Demirbas, and E. Şık, “Effects of the Cutting Fluid Types and Cutting Parameters on Surface Roughness and Thrust Force,” *Proc. World Congr. Eng. 2010*, vol. Vol II WCE, pp. 1312–1315, 2010.
- [67] M. R. Sankar and S. K. Choudhury, “Experimental Study and Modeling of Machining with Dry Compressed Air, Flood and Minimum Quantity Cutting Fluid Cooling Techniques,” *Procedia CIRP*, pp. 228–233, 2015.
- [68] D. M. Haan, S. A. Batzer, W. W. Olson, and J. W. Sutherland, “An experimental study of cutting fluid effects in drilling,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 71, pp. 305–313, 1997.
- [69] H. A. Abdel-Aal, M. Nouari, and M. El Mansori, “Tribo-energetic correlation of tool thermal properties to wear of WC-Co inserts in high speed dry machining of aeronautical grade titanium alloys,” *Wear*, vol. 266, no. 3–4, pp. 432–443, 2009.
- [70] S. Bhowmick and A. T. Alpas, “Minimum quantity lubrication drilling of aluminium-silicon alloys in water using diamond-like carbon coated drills,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 48, no. 12–13, pp. 1429–1443, 2008.
- [71] R. Heinemann, S. Hinduja, G. Barrow, and G. Petuelli, “Effect of MQL on the tool life of small twist drills in deep-hole drilling,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 46, no. 1, pp. 1–6, 2006.
- [72] R. P. Zeilmann, G. L. Nicola, T. Vacaro, C. R. Teixeira, and R. Heiler, “Implications of the reduction of cutting fluid in drilling AISI P20 steel with carbide tools,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 58, no. 5–8, pp. 431–441, 2012.
- [73] A. H. Kheireddine, A. H. Ammouri, T. Lu, O. W. Dillon, R. F. Hamade, and I. S. Jawahir, “An experimental and numerical study of the effect of cryogenic cooling on the surface integrity of drilled holes in AZ31B Mg alloy,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 78, no. 1–4, pp. 269–279, 2014.
- [74] J. Vincent, “Contribution à l’analyse par diffraction des rayons X de l’état microstructural et mécanique des matériaux hétérogènes.” Habilitation à Diriger des Recherches de l’Université des Sciences et Technologies de Lille, 2003.

- [75] H. Song, “Analyse expérimentale et numérique de la distribution des contraintes résiduelle induites par choc-laser dans des alliages d’aluminium.,” Thèse de Doctorat de l’Ecole Nationale Supérieure d’Arts et Métiers, 2010.
- [76] P. S. Prevéy, “The measurement of subsurface residual stress and cold work distributions in nickel base alloys,” *ASM’s Conf. Residual Stress Des. Process. Mater. Sel.*, pp. 11–19, 1987.
- [77] S. Philippe, “Developpement D’Une Formulation Arbitrairement Lagrangienne Eulerienne Pour La Simulation Tridimensionnelle Du Laminage De Produits Plats,” *Sci. York*, 2009.
- [78] S. L. Soo, D. K. Aspinwall, and R. C. Dewes, “3D FE modelling of the cutting of Inconel 718,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 150, no. 1–2, pp. 116–123, 2004.
- [79] S. Bahi, M. Nouari, A. Moufki, M. El Mansori, and A. Molinari, “Hybrid modelling of sliding-sticking zones at the tool-chip interface under dry machining and tool wear analysis,” *Wear*, vol. 286–287, pp. 45–54, 2012.
- [80] S. Bahi, M. Nouari, a. Moufki, M. El Mansori, and a. Molinari, “A new friction law for sticking and sliding contacts in machining,” *Tribol. Int.*, vol. 44, no. 7–8, pp. 764–771, 2011.
- [81] P. F. B. De Sousa, V. L. Borges, I. C. Pereira, M. B. Da Silva, and G. Guimarães, “Estimation of heat flux and temperature field during drilling process using dynamic observers based on Green’s function,” *Appl. Therm. Eng.*, vol. 48, pp. 144–154, 2012.
- [82] M. Haghpanahi, S. Salimi, P. Bahemmat, and S. Sima, “3-D transient analytical solution based on Green’s function to temperature field in friction stir welding,” *Appl. Math. Model.*, vol. 37, no. 24, pp. 9865–9884, 2013.
- [83] C. H. Huang, L. C. Jan, R. Li, and A. J. Shih, “A three-dimensional inverse problem in estimating the applied heat flux of a titanium drilling - Theoretical and experimental studies,” *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 50, pp. 3265–3277, 2007.
- [84] R. Li and A. J. Shih, “Spiral point drill temperature and stress in high-throughput drilling of titanium,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 47, pp. 2005–2017, 2007.
- [85] M. Bono and J. Ni, “A Model for Predicting the Heat Flow into the Workpiece in

- Dry Drilling,” *J. Manuf. Sci. Eng.*, vol. 124, no. November 2002, p. 773, 2002.
- [86] M. Bono and J. Ni, “The location of the maximum temperature on the cutting edges of a drill,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 46, pp. 901–907, 2006.
- [87] J. S. Strenkowski, C. C. Hsieh, and A. J. Shih, “An analytical finite element technique for predicting thrust force and torque in drilling,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 44, pp. 1413–1421, 2004.
- [88] W. Grzesik, “Determination of temperature distribution in the cutting zone using hybrid analytical-FEM technique,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 46, pp. 651–658, 2006.
- [89] J. Wu and R. Di Han, “A new approach to predicting the maximum temperature in dry drilling based on a finite element model,” *J. Manuf. Process.*, vol. 11, no. 1, pp. 19–30, 2009.
- [90] D. Systems, *User’s guide Abaqus*. 2014.
- [91] W. Analysis, *User’s manual Deform Integrated 2D 3D*. .
- [92] T. W. Systems, *Ultimate advantedge User Guide*. 2003.
- [93] X. Nan, L. Xie, and W. Zhao, “On the application of 3D finite element modeling for small-diameter hole drilling of AISI 1045 steel,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 2015.
- [94] M. Jrad, A. Devillez, D. Dudzinski, U. Paul, and V. Metz, “Approches analytique et numérique pour la modélisation du perçage Abstract :,” in *18eme Congrès Français de Mécanique*, 2007.
- [95] N. Shen and H. Ding, “Physics-Based Microstructure Simulation for Drilled Hole Surface in Hardened Steel,” *J. Manuf. Sci. Eng.*, vol. 136, no. 4, p. 44504, 2014.
- [96] M. Abouridouane, F. Klocke, and D. Lung, “Microstructure-based 3D finite element model for micro drilling carbon steels,” *Procedia CIRP*, vol. 8, pp. 94–99, 2013.
- [97] M. Abouridouane, F. Klocke, D. Lung, and O. Adams, “A new 3D multiphase FE model for micro cutting ferritic-pearlitic carbon steels,” *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 61, no. 1, pp. 71–74, 2012.
- [98] M. Abouridouane, F. Klocke, D. Lung, and O. Adams, “Size effects in micro

- drilling ferritic-pearlitic carbon steels,” *Procedia CIRP*, vol. 3, pp. 91–96, 2012.
- [99] J. M. and D. A. S. T. D. Marusich, S. Usui, “Finite Element Modeling of Drilling Processes with Solid and Indexable Tooling in Metals and Stack-ups,” 2014.
- [100] R. Muhammad, N. Ahmed, Y. M. Shariff, and V. V. Silberschmidt, “Effect of Cutting Conditions on Temperature Generated in Drilling Process: a FEA Approach,” *Adv. Mater. Res.*, vol. 223, pp. 240–246, 2011.
- [101] M. Software, *Marc 2013 User’s Guide*. 2014.
- [102] Y. B. Guo and D. A. Dornfeld, “Finite Element Modeling of Burr Formation Process in Drilling 304 Stainless Steel,” *J. Manuf. Sci. Eng.*, vol. 122, no. November 2000, p. 612, 2000.
- [103] S. Segonds, J. Masounave, V. Songmene, and C. Bès, “A simple analytical model for burr type prediction in drilling of ductile materials,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 213, no. 6, pp. 971–977, 2013.
- [104] O. Isbilir and E. Ghassemieh, “Finite element analysis of drilling of titanium alloy,” *Procedia Eng.*, vol. 10, pp. 1877–1882, 2011.
- [105] E. Feulvarch, J.-C. Roux, and J.-M. Bergheau, “A simple and robust moving mesh technique for the finite element simulation of Friction Stir Welding,” *J. Comput. Appl. Math.*, vol. 246, pp. 269–277, 2012.
- [106] R. Zaera, J. A. Rodríguez-Martínez, and D. Rittel, “On the Taylor-Quinney coefficient in dynamically phase transforming materials. Application to 304 stainless steel,” *Int. J. Plast.*, vol. 40, pp. 185–201, 2013.
- [107] D. Smolenicki, J. Boos, F. Kuster, and K. Wegener, “Analysis of the chip formation of bainitic steel in drilling processes,” *Procedia CIRP*, vol. 1, pp. 683–684, 2012.
- [108] O. Lurdos, “Lois de comportement et recristallisation dynamique: approches empirique et physique.” Thèse de Doctorat de l’Ecole Nationale Supérieure des Mines de Saint-Etienne, 2008.
- [109] A. Mondelin, F. Valiorgue, E. Feulvarch, J. Rech, and M. Coret, “Calibration of the insert/tool holder thermal contact resistance in stationary 3D turning,” *Appl. Therm. Eng.*, vol. 55, no. 1–2, pp. 17–25, 2013.

- 
- [110] E. Feulvarch, M. Fontaine, and J. M. Bergheau, "XFEM investigation of a crack path in residual stresses resulting from quenching," *Finite Elem. Anal. Des.*, vol. 75, pp. 62–70, 2013.
- [111] C. Bonnet, F. Valiorgue, J. Rech, C. Claudin, H. Hamdi, J. M. Bergheau, and P. Gilles, "Identification of a friction model—Application to the context of dry cutting of an AISI 316L austenitic stainless steel with a TiN coated carbide tool," *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 48, no. 11, pp. 1211–1223, 2008.
- [112] D. Ulutan, B. Erdem Alaca, and I. Lazoglu, "Analytical modelling of residual stresses in machining," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 183, no. 1, pp. 77–87, 2007.
- [113] D. Ulutan and T. Ozel, "Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys: A review," *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 51, no. 3, pp. 250–280, 2011.
- [114] M. Salio, T. Berruti, and G. De Poli, "Prediction of residual stress distribution after turning in turbine disks," *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 48, no. 9, pp. 976–984, 2006.
- [115] L. Chen, T. I. El-Wardany, and W. C. Harris, "Modelling the Effects of Flank Wear Land and Chip Formation on Residual Stresses," *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 53, no. 1, pp. 95–98, 2004.
- [116] M. Nasr, E.-G. Ng, and M. Elbestawi, "Effects of workpiece thermal properties on machining-induced residual stresses - thermal softening and conductivity," *Proc. Inst. Mech. Eng. Part B J. Eng. Manuf.*, vol. 221, pp. 1387–1400, 2007.
- [117] Y. B. Guo, S. Anurag, and I. S. Jawahir, "A novel hybrid predictive model and validation of unique hook-shaped residual stress profiles in hard turning," *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 58, no. 1, pp. 81–84, 2009.
- [118] T. Özel and E. Zeren, "Finite element modeling the influence of edge roundness on the stress and temperature fields induced by high-speed machining," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 35, no. 3–4, pp. 255–267, 2007.
- [119] M. A. Balbaa and M. N. A. Nasr, "Prediction of Residual Stresses after Laser-assisted Machining of Inconel 718 Using SPH," *Procedia CIRP*, vol. 31, pp. 19–23, 2015.
- [120] J. C. Outeiro, J. C. Pina, R. M'Saoubi, F. Pusavec, and I. S. Jawahir, "Analysis of

- residual stresses induced by dry turning of difficult-to-machine materials,” *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 57, no. 1, pp. 77–80, 2008.
- [121] P. J. Arrazola, A. Kortabarria, A. Madariaga, J. A. Esnaola, E. Fernandez, C. Cappellini, D. Ulutan, and T. Özel, “On the machining induced residual stresses in IN718 nickel-based alloy: Experiments and predictions with finite element simulation,” *Simul. Model. Pract. Theory*, vol. 41, pp. 87–103, 2014.
- [122] A. Attanasio, E. Ceretti, and C. Giardini, “3D Fe Modelling of Superficial Residual Stresses in Turning Operations,” *Mach. Sci. Technol.*, vol. 13, no. March 2013, pp. 317–337, 2009.
- [123] F. Valiorgue, J. Rech, H. Hamdi, P. Gilles, and J. M. Bergheau, “3D modeling of residual stresses induced in finish turning of an AISI304L stainless steel,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 53, pp. 77–90, 2012.
- [124] A. Mondelin, “Modélisation de l’intégrité des surfaces usinées. Application au cas du tournage finition de l’acier inoxydable 15-5PH.,” Thèse de doctorat de l’Ecole Centrale de Lyon, 2012.
- [125] M. Girinon, F. Valiorgue, V. Robin, and E. Feulvarch, “3D stationary simulation of a turning operation with an Eulerian approach,” *Appl. Therm. Eng.*, vol. 76, pp. 134–146, 2015.
- [126] V. Schulze, F. Zanger, J. Michna, and F. Lang, “3D-FE-modelling of the drilling process - Prediction of phase transformations at the surface layer,” *Procedia CIRP*, vol. 8, pp. 33–38, 2013.
- [127] ESI, *Manuel de référence Systus*. 2011.

# Table des figures

## FIGURES

Figure 1: Présentation du perçage.....	- 1 -
Figure 2: Accident de Pensacola et rôle du procédé de perçage.....	- 1 -
Figure 3: Représentation des différents ordres de contraintes résiduelles en fonction de l'échelle d'observation (d'après Chomienne [2]) .....	- 7 -
Figure 4: Profil type d'un gradient de contraintes résiduelles obtenu après usinage (d'après Rech et al [4]) .....	- 9 -
Figure 5: Description des phénomènes de génération des contraintes résiduelles pour des chargements mécaniques et thermiques en usinage (d'après Rech et al [4]).....	- 10 -
Figure 6: Présentation des différents types de forets .....	- 11 -
Figure 7: Présentation de la géométrie d'un foret (Techniques de l'Ingénieur [6]).....	- 12 -
Figure 8: Schéma explicatif de l'autocentrage du foret pendant l'opération de perçage .....	- 12 -
Figure 9: Cinématique du perçage (Techniques de l'Ingénieur [6]).....	- 13 -
Figure 10: Schéma des différentes descriptions matérielles utilisées dans les méthodes numériques.....	- 15 -
Figure 11: Présentation des difficultés liées à l'analyse DRX directe des contraintes résiduelles dans un trou percé.....	- 17 -
Figure 12: Processus des essais expérimentaux de perçage.....	- 17 -
Figure 13: Contribution du foret sur l'effort de poussée, le couple et la chaleur pour le Ti6Al4V et le C45 (d'après Bonnet [9]).....	- 19 -
Figure 14: Méthode hybride pour la simulation des contraintes résiduelles en tournage 3D [10].....	- 20 -
Figure 15: Chainage numérique mis en œuvre pour la simulation des contraintes résiduelles en perçage .....	- 21 -
Figure 16: Position du thermocouple sur le foret.....	- 24 -
Figure 17: Fibre optique pendant le perçage et zone de mesure de température [21] ..	- 25 -
Figure 18: Principe de la mesure (d'après Bono et Ni [22]).....	- 25 -
Figure 19: Présentation du dispositif d'analyse des contraintes résiduelles par diffraction Rayons X.....	- 27 -
Figure 20: Principe des méthodes ultrasonores et magnétiques (d'après Belahcene [33] et Hug Almaric [40]).....	- 29 -

Figure 21: Profil de contraintes par la méthode du trou incrémental (d'après Niku-Lari [42]).....	- 30 -
Figure 22: Modèle numérique à différentes étapes du perçage incrémental [44] .....	- 30 -
Figure 23: Procédure d'essais.....	- 31 -
Figure 24: Implantation des thermocouples dans l'échantillon .....	- 32 -
Figure 25: Distance entre la surface percée et la zone de mesure de température pour les deux types de thermocouple (diamètre 1,5 mm et 0,75 mm) en lubrification externe .	- 35 -
Figure 26: Schéma de principe du diatest .....	- 36 -
Figure 27: Comparaison des contraintes résiduelles et de la microstructure avant et après traitement thermique de détensionnement .....	- 37 -
Figure 28: Procédure de l'étude .....	- 40 -
Figure 29: Relevé des déformations pendant les deux découpes.....	- 40 -
Figure 30: Contraintes relâchées pendant les découpes et interprétation .....	- 41 -
Figure 31: Représentation schématique de l'impact de la découpe de l'échantillon .....	- 42 -
Figure 32: Présentation de la méthode d'analyse des contraintes résiduelles .....	- 43 -
Figure 33: Gradient de contraintes résiduelles pour les quatre échantillons .....	- 43 -
Figure 34: Mécanismes d'enlèvement de matière en perçage avec un foret conventionnel (a) et à géométrie moderne (b) (d'après Jrad [47]).....	- 48 -
Figure 35: Caractérisation des angles le long de l'arête de coupe (d'après Naisson [49])....	- 48 -
Figure 36: État de l'art du perçage fonction du paramètre d'entrée étudié.....	- 51 -
Figure 37: État de l'art du perçage fonction du critère d'intégrité étudié.....	- 51 -
Figure 38: Analyse de l'écoulement du copeau en perçage à sec (d'après Zeilmann [72])...	- 53 -
Figure 39: Influence du mode de lubrification sur la rugosité (d'après Zeilmann [72])-	- 54 -
Figure 40: Déformation plastique moyenne et micro dureté observées en fonction du mode de lubrification (d'après Zeilmann et al [72]).....	- 54 -
Figure 41: Représentation schématique des résultats issus de la thèse de Perrin [7] ...	- 55 -
Figure 42: Largeur de pic de diffraction des contraintes résiduelles (d'après Perrin [7]).....	- 56 -
Figure 43: Évolution des contraintes résiduelles de surface en fonction de la position dans le trou (d'après Perrin [7]) .....	- 57 -

Figure 44: Courbes d'effort de poussée et de couple obtenues dans les trois conditions de lubrification.....	- 60 -
Figure 45: Présentation des pics d'effort de poussée et de couple en fonction du mode de lubrification.....	- 61 -
Figure 46: Position des thermocouples étudiés.....	- 62 -
Figure 47: Graphe des températures mesurées lors des essais 316L.....	- 62 -
Figure 48: Graphe des températures mesurées lors des essais dans le 316L.....	- 64 -
Figure 49: Copeaux obtenus en perçage dans les trois conditions de lubrification.....	- 65 -
Figure 50: Diamètres mesurés en fonction de la profondeur pour les neuf échantillons percés.....	- 65 -
Figure 51: Mesure de la déviation et calcul de l'effort radial induit sur la surface percée.....	- 67 -
Figure 52: Identification des zones de frottement.....	- 68 -
Figure 53: Retour élastique de la matière en perçage.....	- 68 -
Figure 54: Différence de listels pour un foret standard et le foret Kennametal étudié.....	- 69 -
Figure 55: Angle de conicité arrière d'un foret (représentation de l'enveloppe du foret).....	- 69 -
Figure 56: Photo du montage lors de l'analyse DRX.....	- 70 -
Figure 57: Gradients de contraintes résiduelles dans les trois conditions de lubrification.....	- 71 -
Figure 58: Comparaison de deux gradients de contraintes résiduelles obtenues sur deux quarts du même échantillon.....	- 73 -
Figure 59: Évolution du gradient des contraintes résiduelles circonférentielles en fonction de la hauteur dans le trou percé à sec.....	- 75 -
Figure 60: Évolution du gradient des contraintes résiduelles axiales en fonction de la hauteur dans le trou percé à sec.....	- 76 -
Figure 61: Largeur de corde à mi-hauteur pour les différentes conditions de lubrification (Moyenne et écart-type pour 3 échantillons).....	- 77 -
Figure 62: Largeur de corde à mi-hauteur (FWHM) fonction de la position dans le trou percé à sec, en lubrification externe et interne.....	- 78 -
Figure 63: Graphe de la microdureté mesurée en fonction de la profondeur et du mode de lubrification.....	- 79 -

Figure 64: Analyse de la microstructure de l'échantillon dans un plan de coupe longitudinal et transversal pour les trois modes de lubrification .....	- 80 -
Figure 65: Bilan des rugosités obtenues au cours des essais .....	- 81 -
Figure 66: Description des paramètres de rugosité $R_{sk}$ , $R_v$ , $R_p$ et $R_{ku}$ .....	- 82 -
Figure 67: Paramètres de rugosité obtenus suite aux essais expérimentaux (Moyenne et écart-type pour 3 échantillons).....	- 83 -
Figure 68: Conditions des essais de perçage pour les trois matériaux.....	- 85 -
Figure 69: Graphe des températures mesurées lors des essais dans le 316L.....	- 86 -
Figure 70: Résumé des essais de perçage dans le cas du 316L .....	- 86 -
Figure 71: Graphe des températures mesurées lors des essais de perçage dans l'Inconel 718 TR .....	- 87 -
Figure 72: Résumé des essais de perçage dans le cas de l'Inconel 718 TR .....	- 88 -
Figure 73: Graphe des températures mesurées lors des essais de perçage du 15-5PH. -	89 -
Figure 74: Résumé des essais de perçage dans le cas du 15-5PH .....	- 90 -
Figure 75: Champs de températures sur le foret (Li et Shih [84]).....	- 94 -
Figure 76: Températures au centre du foret et sur l'arête de coupe (Deform-2D) [89] -	96 -
Figure 77: Présentation du modèle numérique de perçage dans Abaqus/Explicit [93] -	97 -
Figure 78: Simulation du perçage avec Deform-3D [47] .....	- 98 -
Figure 79: Simulation du perçage avec Advantedge [47].....	- 98 -
Figure 80: Stratégie de simulation et résultats [95] .....	- 99 -
Figure 81: Copeaux obtenus dans Advantedge pour un foret monobloc [99] .....	- 100 -
Figure 82: Éléments du maillage .....	- 104 -
Figure 83: Positionnement des éléments de maillage à différentes étapes de calcul..	- 104 -
Figure 84: Définition des vitesses imposées dans la zone thermomécanique .....	- 105 -
Figure 85: Exemple de vitesses calculées dans le copeau .....	- 106 -
Figure 86: Processus de simulation du perçage .....	- 107 -
Figure 87: Mise en évidence des difficultés de génération du copeau .....	- 109 -
Figure 88: Présentation du dispositif Quick Stop Drilling.....	- 110 -
Figure 89: Présentation des étapes permettant d'obtenir la géométrie du copeau et du fond du trou percé .....	- 111 -
Figure 90: Schéma de principe de la trajectoire des particules en usinage.....	- 112 -
Figure 91: Identification des valeurs de contrainte par vitesse de déformation [108] -	113 -

Figure 92: Contrainte de cisaillement fonction du taux de déformation et de la température .....	- 114 -
Figure 93: Illustration des résultats de températures obtenues avec le modèle R-ALE de simulation du perçage .....	- 117 -
Figure 94: Positions de mesure de températures retenues pour la comparaison expérimental/numérique dans le cas du perçage à sec.....	- 117 -
Figure 95: Influence du coefficient de convection appliqué à l'interface avec le milieu ambiant dans le trou percé .....	- 118 -
Figure 96: Comparaison des températures expérimentales et numériques sans prise en compte des effets du listel.....	- 119 -
Figure 97: Présentation de la contribution des listels sur le couple en perçage à sec du 316L.....	- 120 -
Figure 98: Mailles sélectionnées pour l'application du flux thermique .....	- 121 -
Figure 99: Comparaison des températures expérimentales et numériques avec prise en compte des listels ( $Q_r=111 \text{ W/m}^2/\text{K}$ ).....	- 121 -
Figure 100: Étude de sensibilité des températures numériques au flux $Q_r$ .....	- 122 -
Figure 101: Étude de sensibilité des températures numériques à la température imposée dans le trou.....	- 123 -
Figure 102: Étude de sensibilité des températures numériques au pas de descente dans le modèle numérique de perçage .....	- 124 -
Figure 103: Étude de sensibilité des températures numériques au pas de déplacement du maillage proche de la surface percée .....	- 125 -
Figure 104: Température au milieu du trou percé fonction de la distance radiale au trou percé.....	- 125 -
Figure 105: Présentation de la zone raffinée de la pièce permettant de détecter le gradient thermique radial .....	- 126 -
Figure 106: Méthode de calcul de contraintes résiduelles sans formation du copeau [117] . .....	- 130 -
Figure 107: Présentation du principe numérique mis en œuvre dans le cas de la coupe orthogonale en 2D et demi [118] .....	- 131 -
Figure 108: Modélisation SPH de la coupe et classique des contraintes résiduelles et comparaison des contraintes résiduelles en usinage conventionnel et assisté par laser [119].....	- 132 -

Figure 109: Résultats de la simulation des contraintes résiduelles en tournage [123]	- 133 -
Figure 110: Présentation des travaux de Schulze permettant de caractériser la formation de martensite d'un 42CrMo4 [126]	- 134 -
Figure 111: Méthodologie de la simulation numérique	- 135 -
Figure 112: Principe de la projection spatiale des champs thermiques	- 136 -
Figure 113: Principe de la projection temporelle des champs thermiques	- 137 -
Figure 114: Images des températures projetées à différents temps de calcul	- 138 -
Figure 115: Image de l'évolution des températures dans la direction radiale	- 138 -
Figure 116: Comparaison des températures calculées dans le modèle de perçage et des températures projetées sur le maillage du calcul des contraintes résiduelles	- 139 -
Figure 117: Présentation du maillage pour le calcul des contraintes résiduelles	- 140 -
Figure 118: Description du comportement thermoélastoplastique du matériau	- 140 -
Figure 119: Description des conditions de calcul dans la zone d'intérêt	- 141 -
Figure 120: Comparaison des températures projetées en surface du maillage cible pour le pas de temps choisi et divisé par cinq	- 142 -
Figure 121: Contraintes de Von Mises en cours de calcul	- 143 -
Figure 122: Comparaison des contraintes résiduelles expérimentales et numériques	- 144 -
Figure 123: Récapitulatif des données obtenues lors de l'analyse de 3 forets Kennametal avec un scanner optique 3D Helicheck	- 172 -
Figure 124: Graphe des courbes de températures pour les différents matériaux avec identification de l'avance de montée en température par rapport aux passages des becs du foret devant le thermocouple	- 174 -

#### **TABLEAUX**

Tableau 1: Origines des contraintes résiduelles pour les opérations de mise en œuvre utilisées dans l'industrie [3]	- 8 -
Tableau 2: Conditions d'étude du projet	- 22 -
Tableau 3: Distance entre la surface percée et le bout du thermocouple pour 6 échantillons	- 33 -
Tableau 4: Vitesses matérielle, maillage et de convection pour chaque partie du maillage	- 105 -
Tableau 5: Tableau des valeurs de viscosité dynamique fonction de la température et de la vitesse de déformation	- 115 -

Tableau 6: Propriétés de l'acier inoxydable austénitique 316L (matière percée)..... - 171 -  
Tableau 7: Propriétés du carbure de tungstène (foret) ..... - 171 -  
Tableau 8: Données d'entrée et résultats du calcul du nombre de Fourier..... - 174 -  
Tableau 9: Comparaison du nombre de Fourier avec l'avance de montée en température....  
..... - 175 -



# Annexes

## Données matériaux

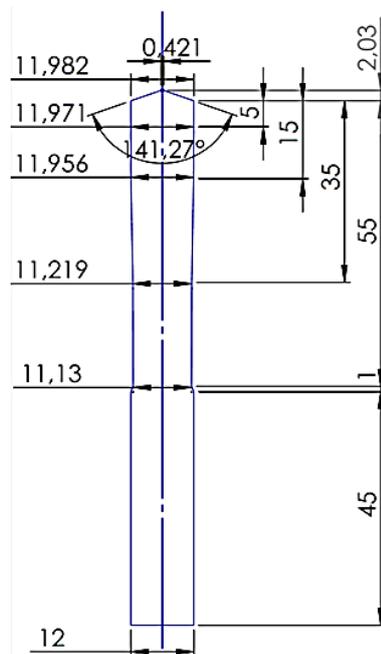
Tableau 6: Propriétés de l'acier inoxydable austénitique 316L (matière percée)

Température [°C]	Densité [kg.m <sup>-3</sup> ]	Chaleur spécifique [J.kg <sup>-1</sup> .°C <sup>-1</sup> ]	Conductivité thermique [W.m <sup>-1</sup> .°C <sup>-1</sup> ]
0	8000	450	14
20	8000	450	14
100	7970	490	15,2
200	7940	525	16,6
300	7890	545	17,9
400	7850	560	19
500	7800	570	20,6
600	7750	580	21,8
700	7700	595	23,1
800	7660	625	24,3
900	7610	650	26
1000	7570	660	27,3
1200	7450	677	29,9

Tableau 7: Propriétés du carbure de tungstène (foret)

Température [°C]	Densité [kg.m <sup>-3</sup> ]	Chaleur spécifique [J.kg <sup>-1</sup> .°C <sup>-1</sup> ]	Conductivité thermique [W.m <sup>-1</sup> .°C <sup>-1</sup> ]
20	14830	220	110
100	14830	244	105
300	14830	290	98
500	14830	320	90
700	14830	328	82
900	14830	337	75
1100	14830	338	66

## Détails sur le foret Kennametal



	Kennametal 1	Kennametal 2	Kennametal 3	Moyenne	Ecart-type
Diamètre à 0,5mm (mm)	11,978	11,983	11,984	11,982	0,00321
Diamètre à 5 mm (mm)	11,968	11,972	11,974	11,971	0,00306
Diamètre à 15mm (mm)	11,955	11,958	11,956	11,956	0,00153
Diamètre à 35mm (mm)	11,22	11,218	11,218	11,219	0,00115
Ame à 5mm (mm)	2,974	2,975	2,969	2,973	0,00321
Ame à 35mm (mm)	2,829	2,836	2,84	2,835	0,00557
Pas d'hélice (mm)	64,432	64,379	64,451	64,421	0,03731
Angle d'hélice (°)	30,253	30,28	30,252	30,262	0,01589
Angle de coupe, EF (°)	21,391	21,272	21,417	21,360	0,07731
Angle de coupe (0,48mm) (°)	19,981	20,093	19,977	20,017	0,06585
Angle de pointe (°)	141,35	141,13	141,329	141,270	0,12141
Largeur de passage de goujure (mm)	0,234	0,238	0,239	0,237	0,00265
Angle du passage de goujure (°)	-18,296	-18,142	-18,512	-18,317	0,18586
Angle de 1° dépeuille extérieur de l'arête (°)	11,646	11,449	11,581	11,559	0,10038
Angle de 1° dépeuille au milieu de l'arête (°)	11,111	10,997	11,284	11,131	0,14451
Angle de 1° dépeuille extérieur de l'arête (°)	10,938	10,693	10,863	10,831	0,12553
Angle de 1° dépeuille intérieur de l'arête (°)	12,266	12,293	12,221	12,260	0,03637
Angle de dépeuille au Ø à 0,5mm (°)	3,98	3,47	3,751	3,734	0,25544
Angle de dépeuille au Ø à 5mm (°)	3,949	4,166	3,686	3,934	0,24037
Angle de dépeuille au Ø à 15mm (°)	4,11	3,036	3,23	3,459	0,57235
Angle inter dep bout (°)	120			120	
Tribofinition	forte	forte	forte	forte	

Figure 123: Récapitulatif des données obtenues lors de l'analyse de 3 forets Kennametal avec un scanner optique 3D Helicheck

## Nombre de Fourier

Le nombre de Fourier est un nombre permettant de représenter la vitesse d'évolution de la chaleur dans la matière. Plus le nombre de Fourier est élevé et plus la matière aura reçu de la chaleur. Un nombre élevé de Fourier peut être induit par un temps d'exposition à la source de chaleur important, à une surface d'échange avec la source importante, à un petit volume à chauffer, une conductivité thermique importante, une faible chaleur massique ou une faible masse volumique. Il est utilisé ici pour comparer les trois matériaux puisque leurs conditions de perçage sont différentes (vitesses de coupe et d'avance différentes, longueurs percées différentes).

La formule du nombre de Fourier est présentée ci-dessous, elle tient compte du temps d'application de la source de chaleur (temps de perçage), de la surface d'application de la source de chaleur (fond du trou percé), du volume de la pièce à chauffer et des paramètres matériaux (conductivité thermique, masse volumique, chaleur massique).

$$F_o = \frac{\lambda}{\rho C} * t * \frac{S^2}{V^2} \quad (12)$$

$\lambda$  : conductivité thermique (W/m/K)

$\rho$  : masse volumique (kg/m<sup>3</sup>)

$C_m$  : chaleur massique (J/kg/K)

$t$  : temps de perçage (s)

$S$  : surface du trou percé (m<sup>2</sup>)

$V$  : volume de la pièce (m<sup>3</sup>)

Les différents paramètres d'entrée et les résultats sont présentés dans le Tableau 8.

Tableau 8: Données d'entrée et résultats du calcul du nombre de Fourier

	316L	INCONEL 718	15-5PH
Vitesse de coupe (m/min)	60	24	50
Vitesse d'avance (mm/tr)	0,15	0,1	0,14
Longueur percée (mm)	36	17	22
Diamètre percée (mm)	12	8,5	11
Diamètre échantillon (mm)	60	50	60
Conductivité thermique (W/m/K)	16,3	11,2	16
Masse volumique (kg/m <sup>3</sup> )	7960	8190	7800
Chaleur massique (J/kg/K)	502	435	460
Temps de perçage (s)	9,05	11,35	6,52
Surface de perçage (mm <sup>2</sup> )	113	57	95
Volume de la pièce (mm <sup>3</sup> )	101788	33379	62204
Nombre de Fourier	4,6 <sup>E</sup> -5	10 <sup>E</sup> -05	6,8 <sup>E</sup> -5

Paramètres matériau à 20°C

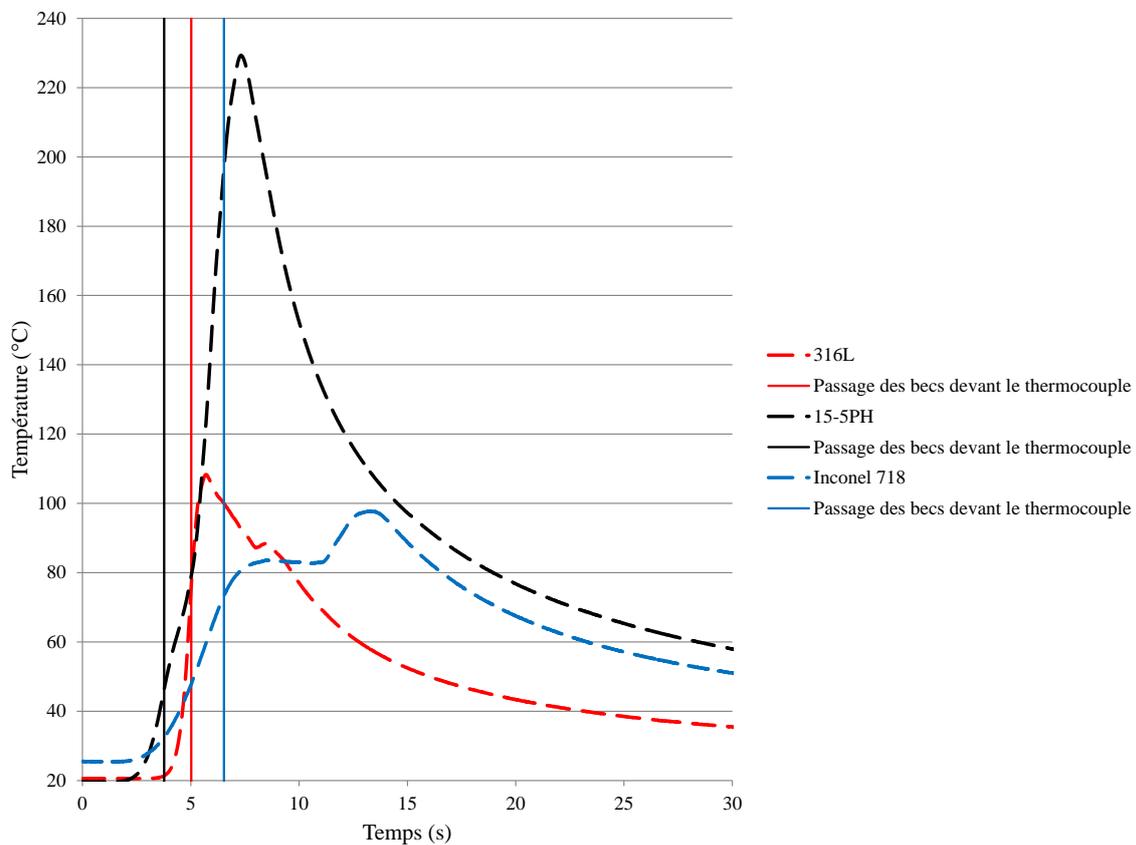


Figure 124: Graphe des courbes de températures pour les différents matériaux avec identification de l'avance de montée en température par rapport aux passages des becs du foret devant le thermocouple

Tableau 9: Comparaison du nombre de Fourier avec l'avance de montée en température

	316L	INCONEL 718	15-5PH
Nombre de Fourier	4,6 <sup>E-5</sup>	10 <sup>E-05</sup>	6,8 <sup>E-5</sup>
Décalage Température/Passage des becs	≈1,25s	≈4s	≈1,3s

Le nombre de Fourier et l'avance de la montée en température par rapport aux passages des becs du foret devant le thermocouple (identifiée Figure 124) sont présentés dans le Tableau 9.

Dans le cas de l'Inconel 718, le thermocouple perçoit la montée en température bien avant que les becs du foret ne passent devant lui. Il correspond au nombre de Fourier le plus élevé, vient ensuite le 15-5PH puis le 316L. L'ordre pour les trois matériaux est respecté, cependant les valeurs ne sont pas proportionnelles, les valeurs du nombre de Fourier progressent moins rapidement que celles du décalage de la montée des températures.

Le nombre de Fourier qui traduit la capacité de conduction de la chaleur des cas de perçage de l'Inconel 718 et du 15-5PH peut expliquer pourquoi les thermocouples situés en haut de l'échantillon voient un pic de température en fin de perçage alors que dans le 316L, le pic de température a lieu au passage des becs du foret. En effet le nombre de Fourier tient compte du volume de la pièce à chauffer et donc de sa hauteur (puisque les diamètres sont proches). Dans le cas de l'Inconel 718, la hauteur de l'échantillon est de 17 mm et le diamètre de 50 mm, l'ensemble de la pièce est donc chauffé plus rapidement que pour le cas du 15-5PH ayant une pièce d'une hauteur de 22 mm et un diamètre de 60 mm et surtout que le 316L ayant une hauteur de pièce de 36 mm et un diamètre de 60 mm.

Finalement dans le cas du perçage, plus le nombre de Fourier est grand et plus l'ensemble de la pièce percée est chauffée rapidement. Cette analyse suppose cependant une intensité de chargement thermique équivalente, ce qui n'est pas le cas dans nos conditions étudiées puisque les vitesses et le couple mis en jeu sont différents.



École Nationale d'Ingénieurs de Saint-Etienne de Saint-Étienne

Ecole Centrale de Lyon

N° d'ordre : 2017LYSEE003

Mathieu GIRINON

## DEVELOPMENT OF A NUMERICAL MODEL TO STUDY SURFACE INTEGRITY IN DRILLING PROCESSES

Speciality: Mechanical Engineering

Keywords: Drilling, Residual stresses, Numerical modelling

### Abstract:

The surface integrity has a significant impact on the fatigue life of the machined parts. New requirements appear from manufacturers and especially from aeronautical industrialists. Drilling holes are critical and can damage the component. Nevertheless, residual stresses are not studied a lot in drilling processes. The residual stresses created are a result of multi-physical phenomena during drilling processes. It is difficult to identify them due to the confinement of the hole.

In the current study, experimental tests are realized and numerical model of drilling surface integrity was developed. First, experimental works were performed in several lubrication conditions to understand physical phenomena which lead to residual stresses in the drilled workpiece.

The numerical developments are set-up about two sections. The first numerical model represents the drilling operation. The state of the art and an initial study were shown that the actual numerical models are not able to simulate a drilling operation in an important drilling depth. So the first numerical model gives an estimation of loads induced by the drilling operation and necessary to compute residual stresses. Finally, the second numerical model simulates residual stresses in a drilled part taking in account loads provided.

École Nationale d'Ingénieurs de Saint-Etienne de Saint-Étienne

Ecole Centrale de Lyon

N° d'ordre : 2017LYSEE003

Mathieu GIRINON

## DEVELOPPEMENT D'UN MODELE NUMERIQUE SUR L'ETUDE DE L'INTEGRITE DES SURFACES EN PERÇAGE

Spécialité: Mécanique et Ingénierie

Mots clefs : Perçage, Contraintes résiduelles, Modélisation numérique

Résumé :

L'intégrité de surface a un rôle significatif sur la tenue en fatigue des composants usinés. Des spécifications particulières émergent de la part des fabricants et particulièrement de ceux de l'aéronautique. Les trous percés sont des zones critiques à partir desquelles des endommagements peuvent se produire. Néanmoins les contraintes résiduelles sont peu étudiées en perçage. Elles émanent de phénomènes multi-physiques issus de l'opération de perçage difficilement identifiables à cause du confinement du trou.

Ce rapport présente les travaux expérimentaux et numériques mis en œuvre au cours de la thèse. Le projet s'est d'abord focalisé autour de l'identification des phénomènes physiques mis en jeu pendant l'opération de perçage pour différents modes de lubrification et sur l'analyse des contraintes résiduelles sur la surface du trou percé. Ce premier volet expérimental a posé les bases de compréhension nécessaires au développement des modèles numériques.

Les développements numériques s'articulent autour de deux axes. Le premier consiste à représenter l'opération de perçage. L'état de l'art ainsi qu'une étude préalable ont permis d'identifier les difficultés liées à la modélisation numérique d'une opération de perçage pour des longueurs percées significatives. Le premier modèle développé répond à cette problématique et détermine les sollicitations induites par le perçage nécessaires au calcul des contraintes résiduelles. Le deuxième axe de développement numérique permet de prédire les contraintes résiduelles présentes dans une pièce percée à partir des chargements issus du premier modèle.