



étude des chargements thermomécaniques induits par le resserrement du trou en perçage du Ti6Al4V sous assistance cryogénique

Johan Merzouki

► To cite this version:

Johan Merzouki. étude des chargements thermomécaniques induits par le resserrement du trou en perçage du Ti6Al4V sous assistance cryogénique. Génie mécanique [physics.class-ph]. Ecole nationale supérieure d'arts et métiers - ENSAM, 2018. Français. NNT : 2018ENAM0025 . tel-01874808

HAL Id: tel-01874808

<https://pastel.hal.science/tel-01874808>

Submitted on 14 Sep 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.

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

Doctorat ParisTech

T H È S E

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité “ Génie Mécanique – Procédés de fabrication ”

présentée et soutenue publiquement par

Johan MERZOUKI

le 19 Juin 2018

**Etude des chargements thermomécaniques induits par le
resserrement du trou en perçage du Ti6Al4V
sous assistance cryogénique**

Directeur de thèse : **Gérard POULACHON**
Co-encadrement de la thèse : **Frédéric ROSSI**
Co-encadrement de la thèse : **Yessine AYED**

M. Gilles DESSEIN	Professeur des Universités, LGP ENIT, Université de Toulouse	Président
Mme. Nathalie TRANNOY-ORBAN	Professeur des Universités, GRESPI, Université de Reims Champagne-Ardenne	Rapporteuse
M. Yann LANDON	Maître de Conférences HDR, ICA, Université de Toulouse	Rapporteur
M. Gérard POULACHON	Professeur des Universités, LaBoMaP, Arts et Métiers ParisTech	Examineur
M. Frédéric ROSSI	Maître de Conférences, LaBoMaP, Arts et Métiers ParisTech	Examineur
M. Yessine AYED	Maître de Conférences, LAMPA, Arts et Métiers ParisTech	Examineur
M. Guillaume ABRIVARD	Ingénieur-Docteur, Airbus	Invité

**T
H
È
S
E**

Remerciements

Le présent mémoire, représente l'aboutissement de trois années de travaux de recherche dans le cadre de cette thèse intitulée « Etude des chargements thermomécaniques induits par le resserrement du trou en perçage de Ti6Al4V ». Plus qu'un simple titre, ces mots sont pour moi la matérialisation d'une expérience professionnelle enrichissante doublée d'une formation scientifique pointue dont j'ai eu la chance de profiter. Ainsi, au vu de tout ce que cette thèse m'a apportée, je souhaite profiter des premières pages de ce mémoire pour remercier toutes les personnes qui m'ont aidé à avancer, qui m'ont fait confiance ou tout simplement qui ont été là pour moi pendant ces trois dernières années.

Pour commencer, je souhaite remercier les membres ayant composé mon jury de thèse pour l'intérêt porté à l'égard de mes travaux. Notamment :

A Gilles DESSEIN, pour avoir présidé mon jury de thèse.

A Yann LANDON et Nathalie TRANNOY-ORBAN pour leur rôle de rapporteur(e).

Ensuite, mes remerciements s'adressent à l'ensemble des personnes ayant contribué, directement ou indirectement, à l'avancement de ce projet. En l'occurrence :

A Gérard POULACHON, Frédéric ROSSI et Yessine AYED pour leur encadrement au cours de ces trois années : vous avez su vous compléter et m'avez tous apporté quelque chose de différent. Je n'aurais pas pu en arriver là sans vous et je vous en suis sincèrement reconnaissant.

A Guillaume ABRIVARD et Dominique SCHUSTER, mes supérieurs hiérarchiques chez Airbus : j'ai réellement aimé travailler avec vous, d'autant plus que malgré la distance et mon temps de présence assez limité sur le site de Bouguenais, vous m'avez fait confiance jusqu'au bout.

A Anna-Maria PUBILL-MELSIO et Frédéric RICHARD, de la société AIR LIQUIDE : pour votre accompagnement dans la mise en place effective de l'assistance cryogénique ... bien que difficilement, nous y serons arrivés.

A Frédéric BONNARANG, Régis GILBERT et David SENEAL, du groupe ISCAR : j'ai beaucoup apprécié collaborer avec vous, votre réactivité exemplaire et la qualité des échanges techniques que nous avons eus n'ont laissé aucun doute sur l'intérêt que vous avez porté au projet.

A Bertrand MARCON et Guillaume FROMENTIN pour leur aide ponctuelle dans les domaines liés à l'acquisition de données. Vous ne faisiez pas partie de mon encadrement mais le temps que vous m'avez consacré m'a été essentiel.

A Richard CHATAIN pour ses idées et conseils sur les aspects techniques dont la qualité était, est et sera toujours au rendez-vous : non seulement tu m'as sorti plus d'une fois de situations difficiles dans les ateliers, mais tu m'as aussi beaucoup appris.

Aux membres du personnel technique, pour leur aide et pour les moments de convivialité qui ont rendu ces années plus agréables : merci à Gilles DELHOMME, Gilles DETROYAT, Pascal FILIPEK, Patrice HONORE, Romaric MASSET, Eric POLSINELLI, Christophe PRIOLLET-LEFEBRE et Lucas PUTIGNY.

Au personnel d'AM VALOR, pour leurs diverses contributions mais aussi leur constante sympathie : merci à Isabelle BORDONNET, Serge BORECKI, Damien EGLI, Guillaume FALCO, Justine LECLERC et Rémi PORCHERAY.

A mes collègues doctorants et notamment à Rabiae ARIF, Wenyu CHENG, Iheb CHERIF, Edouard DUCROUX et Bastien TOUBHANS : j'ai beaucoup apprécié partager le bureau avec vous et garderai un très bon souvenir du temps que l'on a passé ensemble. Bon courage pour la suite !

A Theo DORLIN et Christophe RAMIREZ, ex-doctorants mais surtout amis qui m'ont aidé et soutenu même après leur départ : le rôle que vous avez joué en tant qu'anciens a été essentiel.

A Tristan REGNIER, plus qu'un collègue, tu es devenu un de mes meilleurs amis. Ta présence a été cruciale autant sur le plan professionnel que personnel. C'est pourquoi je tenais à t'exprimer ma gratitude.

Je souhaite également remercier mes proches, qui sans avoir eu un rôle direct dans ces travaux, font indubitablement partie de ce que je suis :

A Manuel EYMONNERIE, Salam ALO, Cyril GUIBORAT et Audrey BONNAVION, mes amis les plus chers : les circonstances font que nous ne nous voyons pas souvent, mais sachez que vous comptez et compterez toujours énormément pour moi.

A Léandre HARDEL, Ferjeux et Emilien XOLIN, mes petits-petits frères : vous grandissez et je ne suis pas beaucoup à la maison mais sachez que je vous aime et que j'ai hâte de découvrir le genre d'hommes que devenez ou allez devenir.

A Alex MERZOUKI, mon petit frère : je sais que tu as du mal à trouver ton équilibre et je ne te juge pas pour ça. La seule personne à qui tu dois prouver que tu peux faire de bonnes choses, c'est à toi-même. Moi je le sais.

A Florian et Loïc MERZOUKI, mes grands frères : vous ne vous rendez peut-être pas compte de l'importance que vous avez eu dans mon développement. Sachez que je vous dois énormément. Je vous remercie d'avoir été là, tout simplement.

A Alexandre XOLIN, mon beau-père : je suis conscient que ça n'a pas toujours dû être facile, mais sache que je suis heureux que tu fasses partie de ma famille, de notre famille.

A Thérèse et Roland BURGRAF, à mes grands-parents :

Malgré nos différents points de vue, j'espère avoir su vous rendre fier. Quoi qu'il en soit, vos bonnes intentions n'ont clairement jamais été à remettre en question.

Mamie, Papi, je vous dédie ce mémoire.

A Noelle BURGRAF, à ma mère :

Je ne te l'ai jamais dit mais tu as énormément de mérite. Pour tes sacrifices. Pour la force et le courage dont tu as su faire preuve. Pour tout l'amour que tu m'as donné. Je te suis éternellement reconnaissant.

Maman, je t'aime.

Cluny, le 29/06/2018
MERZOUKI Johan

Table des matières

Remerciements	3
Notations et Glossaire	9
Introduction générale.....	13
Contexte, intérêts et objectifs	13
Implication des industriels.....	15
Plan du mémoire.....	15
Remarque sur le cas MQL (Minimum Quantity Lubrication)	16
I. Chapitre I - Bibliographie.....	17
I.1. Perçage : quelques généralités importantes	17
I.1.1. L'opération de perçage : son importance, ses spécificités	17
I.1.2. Géométrie globale d'un foret : selon la norme NF E 66-502	17
I.2. Alliages de Titane.....	18
I.2.1. Le titane et ses alliages : cas particulier du Ti6Al4V traité β	18
I.2.1.1. Généralités sur le titane et ses alliages : propriétés et utilisation	18
I.2.1.2. Eléments de métallurgie du titane et de ses alliages	18
I.2.2. Cas particulier : le Ti6Al4V traité β	21
I.2.3. DIFFICULTES RENCONTREES LORS DU PERÇAGE DES ALLIAGES DE TITANE (Ti6Al4V)	22
I.2.3.1. Concernant la Pièce.....	22
I.2.3.2. Concernant l'outil	25
I.3. Empilages Hybrides.....	27
I.3.1. Les empilages : cas particulier du Ti6Al4V/CFRP	27
I.3.2. Le CFRP : un matériau composite	27
I.3.2.1. Généralités sur les composites : propriétés et utilisation	27
I.3.2.2. Le CFRP : cas du IMA M21E multidirectionnel	28
I.3.3. Difficultés rencontrées lors du perçage d'empilages	29
I.4. Assistance Cryogénique.....	31
I.4.1. Assistance cryogénique : principes	31
I.4.2. Résultats concernant les effets de l'assistance cryogénique sur l'usinage des alliages de titane	33
I.4.2.1. Flux de chaleur reçu et températures atteintes par l'outil	33
I.4.2.2. Coefficient d'échange convectif entre la pièce et l'azote.....	34
I.4.2.3. Durée de vie, usure.....	36
I.4.2.4. Frottement à l'interface outil/copeau	37

1.4.2.5. Efforts de coupe	38
1.4.2.6. Morphologie des copeaux	38
1.4.2.7. Intégrité de surface.....	38
1.4.2.8. Synthèse et conclusions.....	41
I.5. Questions soulevées par l'étude bibliographique – Définition des principaux axes de recherche et approfondissement de l'état de l'art	43
1.5.1. L'importance présumée des phases de l'azote	43
1.5.2. Acheminement : ébullition de l'azote liquide en convection forcée	45
1.5.2.1. Théorie de l'ébullition en convection forcée.....	45
1.5.2.2. Ebullition en convection forcée de l'azote en pratique	47
1.5.2.3. Cas particuliers de l'ébullition d'azote en convection forcée	48
1.5.2.4. Conclusions	50
1.5.3. Projection : position et forme des canaux de lubrification.....	51
1.5.3.1. Exemples de canaux de lubrification optimisés	51
1.5.4. Usinage : effets de l'assistance cryogénique sur le perçage de Ti6Al4V.....	52
1.5.4.1. Cadrage de l'étude des effets de l'assistance cryogénique sur le perçage des empilages	52
II. Chapitre II.... – Etudes préliminaires.....	55
II.1. Introduction	55
II.2. Moyens de mesure et procédures utilisées.....	55
II.2.1. Moyens de mesure utilisés et procédures associées.....	55
II.2.1.1. Mesures hors usinage	55
II.2.1.2. Mesures pendant l'usinage.....	57
II.2.2. Mesures préliminaires réalisées sur les outils de coupe.....	60
II.2.2.1. Diamètres, angles de pointe et hauteurs caractéristiques	60
II.2.2.2. Conicité arrière	61
II.2.2.3. Reconstitution complète de l'arête et des listels (macro CATIA)	62
II.3. Essais de détermination des effets de l'assistance cryogénique.....	63
II.3.1. Dispositif expérimental et objectifs	63
II.3.2. Résultats et discussion	64
II.3.2.1. Hauteur de contact H	64
II.3.2.2. Effort axial F_z	65
II.3.2.3. Couple M_z	66
II.3.2.4. Formes des trous réalisés	68
II.3.2.5. Dimensions générales des trous réalisés	72
II.3.3. Conclusions.....	74
II.4. Essais d'usure	75
II.4.1. Campagne d'usure n°1 : approche orientée vers l'augmentation de la productivité.....	75
II.4.1.1. Dispositif expérimental et objectifs	75

II.4.1.2. Résultats et discussion	75
II.4.2. Campagne n°2 : approche orientée vers l'augmentation de la durée de vie des outils	81
II.4.2.1. Dispositif expérimental et objectifs	81
II.4.2.2. Résultats et discussion	81
II.4.2.3. Comparaison des mesures de trous réalisés avec assistance cryogénique pour les deux campagnes	85
II.4.3. Conclusions.....	87
II.5. Conclusion générale et perspective sur les études préliminaires	88
 III. Chapitre III. . – Etude du resserrement du trou : détermination des chargements mécaniques induits par le phénomène.....	91
III.1. Introduction : stratégie adoptée pour l'étude du resserrement.....	91
III.2. Développement d'une méthode innovante « bi-éprouvettes » de mesure des efforts radiaux.....	93
III.2.1. Dispositif expérimental initial	93
III.2.2. Résultats et discussion	94
III.2.2.1. Vérification du bon fonctionnement du dispositif et premiers ajustements	94
III.2.2.2. Résultats à l'échelle globale	96
III.2.2.3. Représentation en coordonnées polaires.....	98
III.2.2.4. Approche locale : calcul des efforts radiaux et tangentiels sur les listels.....	103
III.2.3. Quantification de la raideur de l'ensemble platine/éprouvette	107
III.2.4. Conclusions et ajustement de la méthode pour utilisation sur installation cryogénique .	108
III.3. Comparaison des chargements mécaniques induits par le resserrement du trou sur les listels pour les conditions à sec et avec assistance cryogénique	110
III.3.1. Dispositif expérimental et objectifs.....	110
III.3.2. Résultats et discussion	111
III.4. Conclusions.....	113
 IV. Chapitre IV. . – Etude du resserrement du trou : détermination des chargements thermiques induits par le phénomène	115
IV.1. Introduction : approche hybride expérimentale/numérique pour la détermination des chargements thermiques.....	115
IV.2. Modèles numériques : propriétés, hypothèses et développement.....	116
IV.2.1. Propriétés du matériau, loi de comportement.....	116
IV.2.2. Chargements thermomécaniques.....	118
IV.2.2.1. Hypothèses concernant les chargements thermomécaniques	118
IV.2.2.2. Programmation des sous-routines correspondantes	118
IV.2.3. Sensibilité du maillage des modèles utilisés	121
IV.2.3.1. Chargements thermiques : convergence des résultats	121
IV.2.3.2. Chargements mécanique : non-convergence des résultats	123
IV.2.4. Méthode inverse utilisée.....	125

IV.3. Détermination des chargements thermiques	128
IV.3.1. Conception des éprouvettes : étude sur les effets de bord en perçage.....	128
IV.3.1.1. Justification de la pré-étude réalisée	128
IV.3.1.2. Etapes de la pré-étude	129
IV.3.1.3. Etape 1 : étude numérique préliminaire	130
IV.3.1.4. Etape 2 : influence d'un bord d'éprouvette	132
IV.3.1.5. Etape 3 : influence d'un trou déjà percé.....	135
IV.3.1.6. Etape 4 : conception d'éprouvette.....	138
IV.3.2. Campagne d'essai et résultats expérimentaux.....	139
IV.3.2.1. Dispositif expérimental	139
IV.3.2.2. Résultats et discussion.....	141
IV.3.3. Détermination du coefficient d'échange convectif dans le cas du perçage avec assistance cryogénique	144
IV.3.3.1. Exploitation des données expérimentales de refroidissement	144
IV.3.3.2. Détermination de h_{LN2} par méthode inverse	145
IV.3.4. Détermination des chargements thermiques dus aux listels dans les cas à sec et avec assistance cryogénique	147
IV.3.4.1. Description du modèle et de la méthode de détermination	147
IV.3.4.2. Résultats et discussion.....	149
IV.4. Conclusions	151
 Réflexion sur les chargements thermomécaniques déterminés : l'exemple des contraintes résiduelles.....	 153
 Conclusions et perspectives générales	 155
 Références bibliographiques	 159
 Annexes	 167
Annexe 1 - Etude succincte de la variation continue des conditions de coupe en perçage d'empilages hybrides CFRP/Ti6Al4V (cf. section I.3.3)	167
Annexe 2 - Conception et fabrication d'outils adaptés à l'assistance cryogénique en collaboration avec ISCAR (cf. section I.5.3)	171
Annexe 3 - Mesures géométriques réalisées sur les outils ISCAR standard de l'étude (cf. section II.2.2).....	173
Annexe 4 - Topologie de la surface des trous réalisés pendant les essais de détermination des effets de l'assistance cryogénique (cf. section II.3)	176
Annexe 5 - Chargements mécaniques pour les 9 jeux de paramètres de coupe testés à sec dans le cas bi-éprouvettes (cf. section III.2)	177

Notations et Glossaire

a_p	[mm]	Profondeur de passe
CFRP	[Ø]	Carbon Fiber Reinforced Plastic
C_p	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]	Capacité thermique massique
D	[mm ² .s ⁻¹]	Diffusivité thermique
d_{base}	[mm]	Distance de base permettant d'éviter les effets de bord thermiques
d_{bord}	[mm]	Distance entre l'axe du trou percé et le bord de l'éprouvette
d_{trou}	[mm]	Distance entre l'axe du trou percé et l'axe d'un trou déjà percé
f	[mm/tr]	Avance par tour
F_{r_p}	[N]	Effort selon r appliqué à la portion de listel p
F_{x_p}	[N]	Effort selon X appliqué à la portion de listel p
F_{y_p}	[N]	Effort selon Y appliqué à la portion de listel p
F_{θ_p}	[N]	Effort selon θ appliqué à la portion de listel p
M_{z_p}	[N.m]	Couple appliqué à la portion de listel p
F_r	[N]	Effort radial sur les listels
F_t	[N]	Effort tangentiel sur les listels
F_x	[N]	Effort selon l'axe X de la machine
$F_{x\ MAX}$	[N]	F_x maximum pendant la sortie des listels
F_{x1+2}	[N]	Somme des F_x mesurés par les quartz 1 et 2 de la platine KISTLER
F_{x3+4}	[N]	Somme des F_x mesurés par les quartz 3 et 4 de la platine KISTLER
F_y	[N]	Effort selon l'axe Y de la machine
$F_{y\ MAX}$	[N]	F_y maximum pendant la sortie des listels
F_{y1+4}	[N]	Somme des F_y mesurés par les quartz 1 et 4 de la platine KISTLER
F_{y2+3}	[N]	Somme des F_y mesurés par les quartz 2 et 3 de la platine KISTLER
F_z	[N]	Effort axial en perçage
F_{z1}	[N]	F_z mesuré par le quartz 1 de la platine KISTLER
F_{z2}	[N]	F_z mesuré par le quartz 2 de la platine KISTLER
F_{z3}	[N]	F_z mesuré par le quartz 3 de la platine KISTLER
F_{z4}	[N]	F_z mesuré par le quartz 4 de la platine KISTLER
GN_2	[Ø]	Azote gazeux
H	[mm]	Hauteur de contact
h	[mm]	Hauteur sur les listels en partant du bec
h_p	[mm]	Hauteur à laquelle se trouve la portion de listel p
h_{air}	[W.m ⁻² .K]	Coefficient d'échange convectif air/Ti6Al4V
h_{LN2}	[W.m ⁻² .K]	Coefficient d'échange convectif LN ₂ /Ti6Al4V
k	[N/mm]	Raideur de l'ensemble platine/éprouvette
k_{Mz}	[Ø]	Coefficient de calibration du couple mesuré avec la platine KISTLER
LN_2	[Ø]	Azote liquide
$L_{percée}$	[mm]	Longueur percée

MQL	[Ø]	Minimum Quantity Lubrication
M_z	[N.m]	Couple en perçage
$M_{z \text{ arêtes}}$	[N.m]	Couple induit par les arêtes
$M_{z \text{ copeaux}}$	[N.m]	Couple induit par l'évacuation des copeaux
$M_{z \text{ listels}}$	[N.m]	Couple induit par les listels
$M_{z \text{ MAX}}$	[N.m]	M_z maximum pendant la sortie des listels
N	[tr/min]	Vitesse de rotation du foret
Nb. passages	[Ø]	Nombre de passages des listels sur une même surface
N_z	[Ø]	Nombre d'éléments selon $\hat{u}_z$ sur la hauteur du modèle
N_{r1}	[Ø]	Nombre d'éléments selon $\hat{u}_r$ dans la zone de 1 mm autour de trou
N_{r2}	[Ø]	Nombre d'éléments selon $\hat{u}_r$ dans la zone autour du trou, excluant la zone de 1 mm directement autour de celui-ci
N_θ	[Ø]	Nombre d'éléments selon $\hat{u}_\theta$ sur un demi-cercle du modèle
$\emptyset$	[mm]	Diamètre
$\emptyset_{\text{foret}}$	[mm]	Diamètre du foret
$\emptyset_{\text{ins}}$	[mm]	Diamètre du cylindre inscrit dans le trou
pas_{listels}	[mm]	Pas de l'hélice des listels
P_{atm}	[bar]	Pression atmosphérique
r_p	[mm]	Coordonnée en r de la portion de listel p
Ra	[μm]	Rugosité arithmétique
Rt	[μm]	Rugosité totale
T	[s]	Période de rotation du foret
T^∞	[°C]	Température atteinte après un temps infiniment long
T°_{exp}	[°C]	Température expérimentale
T°_{pic}	[°C]	Température de pic atteinte après le passage des listels
T°_{sim}	[°C]	Température simulée
T_{sat}	[°C]	Température de vapeur saturante
T_β	[°C]	Transus β
Vc	[m/min]	Vitesse de coupe
w_{lis}	[mm]	Largeur des listels
x_{courant}	[mm]	Coordonnée du point courant selon x pour les sous-routines ABAQUS
x_{source}	[mm]	Coordonnée de la source selon x pour les sous-routines ABAQUS
x_{traj}	[mm]	Coordonnée de la trajectoire des listels selon x pour les sous-routines ABAQUS
y_{courant}	[mm]	Coordonnée du point courant selon y pour les sous-routines ABAQUS
y_{source}	[mm]	Coordonnée de la source selon y pour les sous-routines ABAQUS
y_{traj}	[mm]	Coordonnée de la trajectoire des listels selon y pour les sous-routines ABAQUS
θ_{listel_p}	[°]	Coordonnée en θ de la portion de listel p
σ_p	[MPa]	Contrainte normale appliquée à la portion de listel p
τ_p	[MPa]	Contrainte tangentielle appliquée à la portion de listel p
Δh	[mm]	Hauteur des portions de listel
Z_0	[mm]	Altitude où la pointe du foret commence à entrer dans la matière
Z_1	[mm]	Altitude où les arêtes sont entièrement rentrées dans la matière et que les listels commencent à y rentrer
Z_2	[mm]	Altitude où les listels de l'insert sont entièrement entrés dans la matière
Z_3	[mm]	Altitude où la pointe du foret commence à sortir de la matière

Z_4	[mm]	Altitude où les arêtes sont entièrement sorties et que les listels de l'insert commencent à sortir
Z_5	[mm]	Altitude où les listels de l'insert sont entièrement sortis
Z_6	[mm]	Altitude où le foret a atteint sa profondeur programmée et remonte en avance rapide
$z_{courant}$	[mm]	Coordonnée du point courant selon z pour les sous-routines ABAQUS
ZCP	[Ø]	Zone de Cisaillement Primaire
ZCS	[Ø]	Zone de Cisaillement Secondaire
ZCT	[Ø]	Zone de Cisaillement Tertiaire
Z_{ini}	[mm]	Altitude initiale de la source pour les sous-routines ABAQUS
z_{source}	[mm]	Coordonnée de la source selon z pour les sous-routines ABAQUS
z_{traj}	[mm]	Coordonnée de la trajectoire des listels selon z pour les sous-routines ABAQUS
$\alpha_{listels}$	[°]	Angle d'hélice des listels
$\Delta\phi$	[mm]	Resserrement diamétral
Δx	[mm]	Déplacement en X
$\Delta\mu/\text{passage}$	[Ø]	Evolution du coefficient de frottement apparent μ ramené au nombre de passages des listels sur une même surface
$\theta_{arête}$	[°]	Position angulaire réelle de l'arête du foret
θ_{dyn}	[°]	Ecart angulaire de poursuite entre la consigne et la position réelle de l'arête du foret
$\theta_{mesuré}$	[°]	Position angulaire de l'arête du foret mesurée par codeur de broche
θ_{source}	[°]	Coordonnée angulaire de la source pour les sous-routines ABAQUS
λ	[W.m ⁻¹ .K ⁻¹]	Conductivité thermique
μ	[Ø]	Coefficient de frottement apparent entre les listels et la paroi du trou
μ_{MAX}	[Ø]	Coefficient de frottement apparent maximum pendant la sortie des listels
μ_{MIN}	[Ø]	Coefficient de frottement apparent minimum pendant la sortie des listels
σ_{MAX}	[MPa]	Contrainte normale maximale sur les listels
σ_{VM}	[MPa]	Contrainte équivalente de von Mises
τ_{MAX}	[MPa]	Contrainte tangentielle maximale sur les listels
ϕ_{MAX}	[W.m ⁻²]	Densité de flux de chaleur maximale sur les listels

Introduction générale

Contexte, intérêts et objectifs

En raison des enjeux économiques et écologiques majeurs auxquels doivent faire face les acteurs de l'industrie aéronautique depuis plusieurs décennies, la part massique de matériaux composite dans la composition des avions n'a cessé d'augmenter : elle était d'environ 5% en 1972 pour l'Airbus A300 pour arriver à plus de 50% en 2013 pour l'Airbus A350 (cf. Figure Intro.1). En effet, l'objectif étant de réduire toujours plus la masse des avions, les alliages d'aluminium qui les composaient en grande majorité (75% de la masse dans les années 70) ont été progressivement remplacés par d'autres matériaux aux caractéristiques mécaniques spécifiques jugées plus intéressantes et notamment par le CFRP (Carbon Fiber Reinforced Plastic) que l'on couple souvent aux alliages de titane parce qu'ils font preuve d'une meilleure compatibilité thermique et électrochimique que le couple CFRP/alliage d'aluminium.

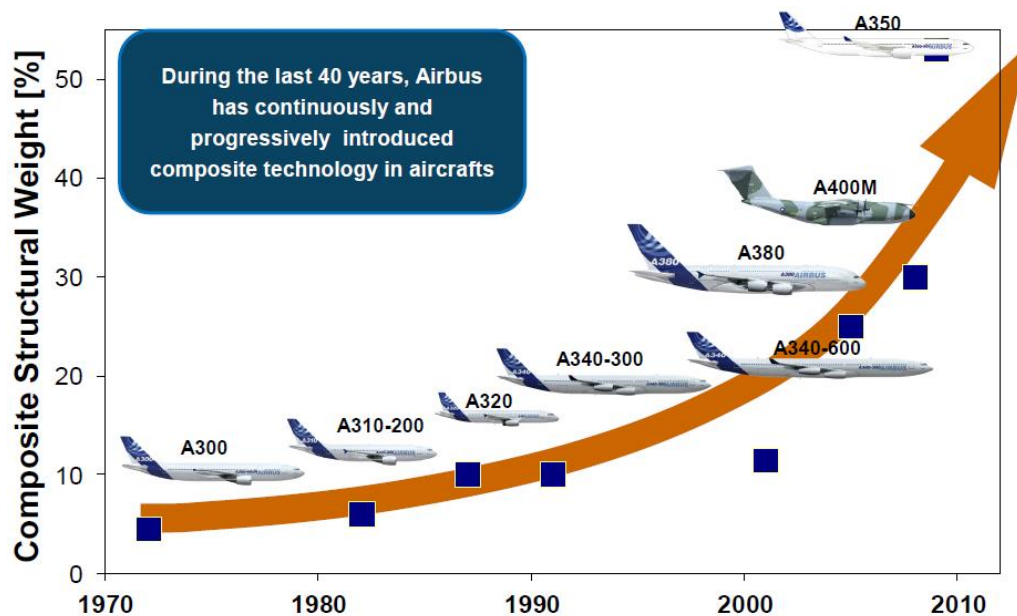


Figure Intro.1 : Evolution de la part de composite en masse dans les avions Airbus au cours des 40 dernières années [Airbus]

En conséquence, de nombreux cas d'assemblage sont aujourd'hui des empilages hybrides CFRP/Ti6Al4V pour lesquels l'objectif est de pouvoir réaliser le perçage en une seule opération comme c'était le cas auparavant avec les assemblages métal/métal. Les études réalisées sur le perçage de ces empilages hybrides ont montré que les températures de coupe élevées de l'opération, majoritairement dues à l'usinage de la partie constituée de Ti6Al4V, étaient une cause majeure de la faible durée de vie des outils sur le critère de non-respect des spécifications aéronautiques. C'est à partir de ces constatations que l'idée d'utiliser l'assistance cryogénique est née : refroidir la zone de coupe en injectant de l'azote liquide par le centre broche, en lieu et place des moyens de lubrification et de refroidissement plus classiques (cf. Figure Intro.2).

En effet, la chaleur latente que l'azote liquide absorbe lors de sa vaporisation en fait un excellent candidat pour refroidir efficacement la zone de coupe. Son utilisation est de plus une solution totalement écologique puisqu'elle permet d'éviter l'utilisation de fluides de coupe et permet ainsi

d'éviter les opérations de lavage des pièces, d'essorage des copeaux et de recyclage des fluides tout en restant neutre pour l'opérateur et l'environnement.

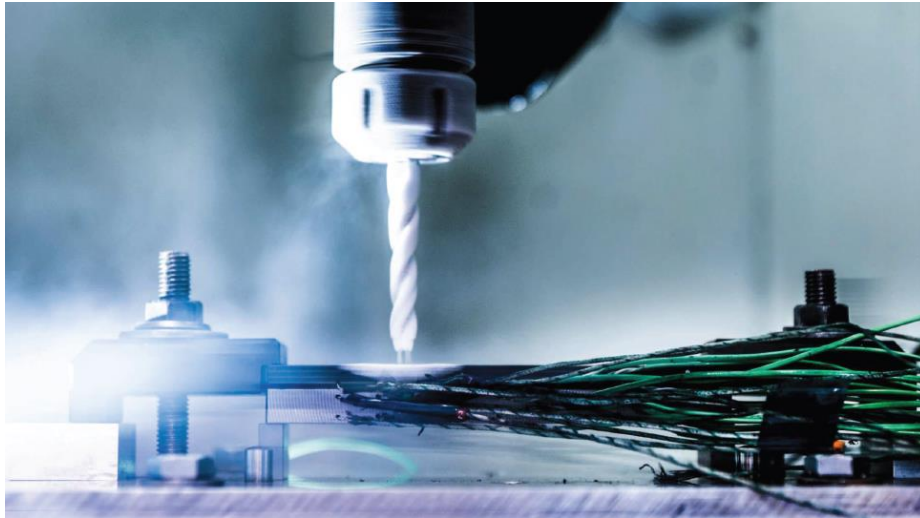


Figure Intro.2 : Exemple de perçage avec assistance cryogénique instrumenté réalisé chez AGI

Ainsi, ce projet de thèse s'est articulé autour de trois pistes d'analyse et d'optimisation visant à apporter des connaissances approfondies concernant les effets de l'assistance cryogénique sur le perçage de Ti6Al4V dans le contexte de l'empilage hybride :

- 1. L'analyse et l'optimisation de l'acheminement de l'azote liquide jusqu'en en zone de coupe**
Comment réussir à acheminer de l'azote à l'état liquide (LN_2) depuis son réservoir jusqu'à la zone de coupe afin de profiter de la chaleur absorbée par sa vaporisation ?
- 2. L'analyse et l'optimisation de l'application de l'azote liquide dans la zone de coupe**
Quelles doivent être les positions et tailles des canaux de lubrification de l'outil afin de maximiser le potentiel de l'assistance cryogénique ?
- 3. L'analyse et l'optimisation de la coupe en elle-même**
Quels sont les effets de l'assistance cryogénique sur l'opération de perçage et comment favoriser ceux qui sont bénéfiques vis-à-vis de ceux qui ne le sont pas ?

Cependant, il est à noter que si ces trois questions ont guidé de manière générale les actions entreprises au cours du projet, c'est l'analyse et l'optimisation de la coupe qui constituent la base des travaux scientifiques présentés dans ce mémoire. Ainsi, la problématique d'acheminement a été prise en compte uniquement sur le plan technique pour les installations cryogéniques utilisées dans le cadre du projet, et la problématique d'optimisation des canaux a été traitée technologiquement par la coopération avec le fabricant d'outil ISCAR pour la conception et la fabrication d'outils spéciaux.

Implication des industriels

Il semble important de souligner la forte implication des industriels dans le projet dont les apports respectifs sont synthétisés sur la Figure Intro.3 : celle-ci permet de mettre en relation les trois grands axes d'analyse et d'optimisation du projet avec les diverses contributions des partenaires.

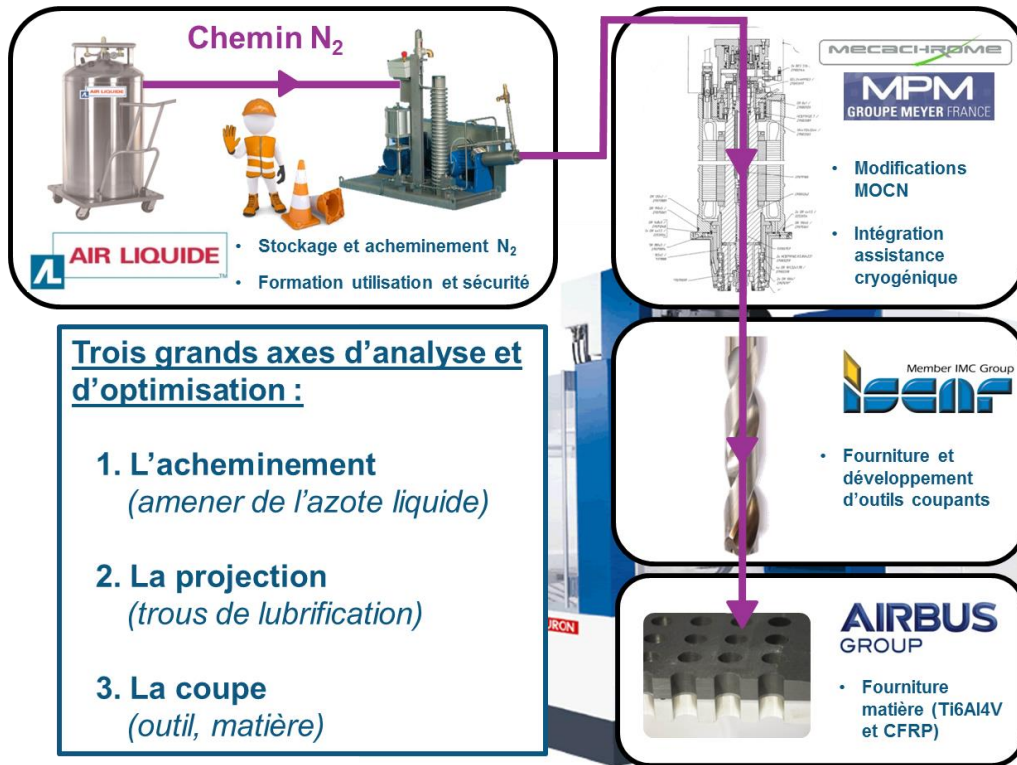


Figure Intro.3 : Implication des industriels et définition des axes de recherche de la thèse

Plan du mémoire

Ce mémoire s'articule autour de quatre chapitres dont l'enchaînement se veut logique et progressif. Celui-ci vise à apporter des réponses concernant les trois axes de recherche évoqués précédemment et est structuré de la manière suivante :

- **Chapitre I – Etude bibliographique**

Cette partie a pour objectif de fournir une synthèse de l'état actuel des connaissances utiles liées au projet de recherche. L'objectif de celle-ci était de pouvoir souligner les connaissances acquises, mais surtout les zones d'ombre - toujours inexplorées - ainsi que les résultats encourageants qui pouvaient constituer des pistes de recherche. A terme, la conduite de cette étude aura permis la construction d'une première approche scientifique donnant les trois directions privilégiées à emprunter afin de pouvoir dégager des éléments de résolution de la problématique posée.

- **Chapitre II – Etudes préliminaires**

Cette section expose les études préliminaires qui ont été réalisées afin de récolter les premières informations sur les effets de l'assistance cryogénique en perçage du Ti6Al4V. Elle permet notamment de justifier le choix de se focaliser sur le phénomène de resserrement du trou dans le cadre du projet de thèse.

- **Chapitre III – Etude du resserrement du trou : détermination des chargements mécaniques induits par le phénomène**

Ce chapitre introduit la stratégie adoptée dans le but d’aller vers la compréhension du resserrement du trou en perçage du Ti6Al4V et en détaille la première partie, purement expérimentale, qui vise à déterminer les chargements mécaniques induits par le phénomène.

- **Chapitre IV – Etude du resserrement du trou : détermination des chargements thermiques induits par le phénomène**

Cette dernière partie expose les étapes de l’approche hybride expérimentale-numérique utilisée pour déterminer les chargements thermiques induits par le resserrement du trou.

Finalement, le mémoire s’achèvera sur une partie synthétisant les conclusions tirées des différentes actions menées dans le cadre du projet et donnera les perspectives qui en sont ressorties.

Remarque sur le cas MQL (Minimum Quantity Lubrication)

Comme cela a été évoqué précédemment, ce projet de recherche a notamment vu le jour et pu être mené à bien grâce à une forte présence industrielle incluant financements, fourniture de matériel, partage de connaissances et développements collaboratifs. Par conséquent, et pour raison de confidentialité, ce mémoire ne contient aucun résultat d’essais réalisés avec la condition MQL (Minimum Quantity Lubrication), et ce en dépit de leur réalisation effective au cours de cette thèse.

En effet, en toute logique et pour prouver l’intérêt de l’assistance cryogénique, il faudrait en comparer les résultats à deux cas de référence :

- Le cas de référence académique qui est le cas d’usinage à sec et permet la compréhension de l’apport de l’assistance cryogénique et de l’influence des différents phénomènes mis en jeu.
- Le cas de référence industriel qui est le cas d’usinage avec MQL et permet de justifier l’intérêt économique de cette assistance vis-à-vis de la solution actuellement en place.

Néanmoins, pour les raisons susmentionnées, seule la comparaison des techniques à sec et avec assistance cryogénique sera exposée dans ce mémoire.

Chapitre I - Bibliographie

I.1. Perçage : quelques généralités importantes

I.1.1. L'opération de perçage : son importance, ses spécificités

Le perçage est la technique d'usinage la plus courante dans l'industrie mécanique et vise à réaliser un trou dans une pièce, celui-ci pouvant être débouchant ou non. L'étude s'intéressera exclusivement au perçage conventionnel, c'est-à-dire que par opposition aux cas particuliers du perçage profond ($5 < L_{\text{percée}}/\varnothing_{\text{foret}} < 20$) et du forage ($20 < L_{\text{percée}}/\varnothing_{text{foret}}$), le ratio longueur percée sur diamètre usiné $L_{\text{percée}}/\varnothing_{\text{foret}}$ restera inférieur à 5. De manière générale, les spécificités notables de l'opération sont les suivantes :

- C'est une opération dite axiale, c'est-à-dire que la trajectoire d'usinage avec laquelle on le réalise est colinéaire à l'axe de rotation de l'outil.
- La forme du trou réalisé est directement liée à la géométrie de l'outil et il est impossible de jouer sur la trajectoire de celui-ci pour en modifier la forme finale.
- La géométrie complexe de l'outil fait que les mécanismes et conditions de coupe varient en continu le long des arêtes.
- C'est une opération confinée et par conséquent les problématiques d'évacuation des copeaux et de génération de chaleur ont une importance capitale dans la maîtrise du procédé.

I.1.2. Géométrie globale d'un foret : selon la norme NF E 66-502

Afin de pouvoir par la suite parler sans ambiguïté des différentes parties qui composent un foret, la Figure I.1, directement tirée de la norme [NF E 66-502, 1997] servira de référence au lecteur de ce document.

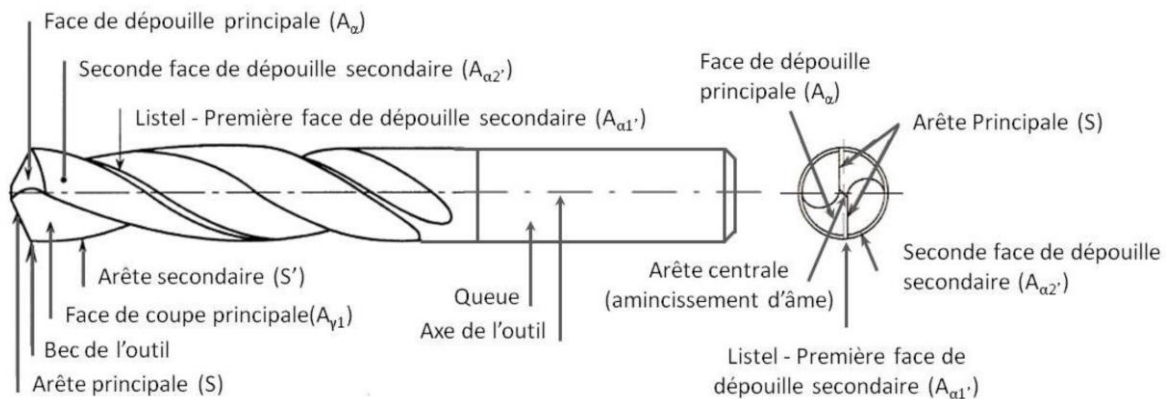


Figure I.1 : Désignations générales des parties d'un foret selon la norme [NF E 66-502, 1997]

1.2. Alliages de Titane

1.2.1. Le titane et ses alliages : cas particulier du Ti6Al4V traité β

Les propriétés du titane étant bien connues depuis plusieurs décennies, les informations qui suivent et qui concernent le titane et ses alliages de manière générale sont toutes issues d'ouvrages ou d'articles de référence dont les informations se recoupent. Ainsi, les sources utilisées pour rédiger ces paragraphes contenant des généralités ne seront citées qu'une seule fois ici et sont les suivantes : [Combres, 1999], [Combres, 2015a], [Combres, 2015b], [Davis, 1990] , [Donachie, 1988].

1.2.1.1. Généralités sur le titane et ses alliages : propriétés et utilisation

Découvert en tant qu'élément en 1790, il aura fallu attendre plus d'un siècle avant de pouvoir commencer à exploiter le titane sous forme métallique et en faire profiter l'industrie. En effet, l'extraction de celui-ci étant difficile, il aura fallu attendre 1940 pour la découverte d'un procédé viable d'extraction du titane pur et 1950 pour la généralisation de celui-ci. Les difficultés d'extraction et de mise en forme de ce métal expliquent d'ailleurs son prix élevé. Néanmoins, ces difficultés sont un mal nécessaire pour pouvoir profiter du potentiel d'utilisation de ce matériau dont les caractéristiques particulières le rendent extrêmement intéressant, notamment dans les domaines aéronautiques, aérospatial, industrie chimique, armement et biomédical.

En effet, parmi les particularités qui en font un matériau très prisé, le titane et ses alliages possèdent des caractéristiques mécaniques élevées, le tout en conservant une densité environ 40% inférieure à celle de l'acier. De plus, leurs caractéristiques mécaniques se conservent bien à hautes températures pouvant aller jusqu'à 600°C ainsi qu'à très basses températures allant jusqu'au domaine de la cryogénie. Ils possèdent une résistance à la fatigue supérieure aux matériaux usuels ainsi qu'une bonne ténacité. Son module d'Young vaut environ la moitié de celui de l'acier, ce qui assure une bonne compatibilité avec des matériaux non métalliques comme le composite (dans le domaine aéronautique : cas de l'étude) ou l'os (dans le domaine biomédical). Le titane a aussi pour particularité dans tout milieu (eau de mer, corps humain, etc.) d'être extrêmement résistant à la corrosion et à l'érosion de par sa tendance à s'oxyder très facilement et à former une couche protectrice qui a en plus la capacité de s'auto-régénérer.

1.2.1.2. Éléments de métallurgie du titane et de ses alliages

Afin de mieux comprendre comment sont sélectionnés les alliages de titane destinés aux applications aéronautiques, il est nécessaire de s'intéresser dans un premier temps aux aspects métallurgiques qui conditionnent les caractéristiques du matériau final. Ainsi, cette section propose un résumé rapide des connaissances à avoir en ce qui concerne la métallurgie du titane et de ses alliages.

L'une des caractéristiques remarquables du titane est de posséder deux formes allotropiques distinctes ; c'est-à-dire que celui-ci a la possibilité, en tant que corps simple, d'exister sous deux formes cristallines qui sont communément appelées phase α (structure quasi hexagonale compacte) et phase β du titane (structure cubique centrée). La température de transformation allotropique entre ces phases est appelée Transus β (T_β) et se situe aux alentours de 883°C lorsque le titane est pur. Ainsi, à température ambiante, celui-ci est constitué à 100% de phase α , tandis qu'une fois T_β dépassée, il est constitué à 100% de phase β .

Néanmoins, la situation devient plus complexe lorsque ce sont les alliages de titane qui sont concernés et non plus le titane pur. En effet, les éléments d'addition utilisés dans l'alliage peuvent avoir pour effet de stabiliser une phase ou l'autre et ainsi il est possible pour les deux phases de coexister. C'est pourquoi il est courant de classer les alliages de titane selon 3 grandes catégories :

- Les alliages α (100% de phase α à 20°C)
- Les alliages β (100% de phase β à 20°C)
- Les alliages $\alpha+\beta$ qui sont classiquement classés en 3 sous-catégories :
 - Les alliages quasi α (peu de phase β stable à 20°C)
 - Les alliages quasi β (majorité de phase β stable à 20°C)
 - Les alliages $\alpha+\beta$ (coexistence des phases à 20°C) : c'est le cas du Ti6Al4V.

Les éléments d'addition utilisés dans les alliages de titane se classent en 3 catégories :

- **Les éléments dits α -gènes**
Ils stabilisent la phase α du titane et augmentent la valeur de T_β .
(Couramment utilisés : Al, O, C, N)
- **Les éléments dits β -gènes**
Ils stabilisent la phase β du titane et diminuent la valeur de T_β .
Ils sont séparés en 2 sous-catégories :
 - **Les éléments β -isomorphes**
Ils forment une solution solide avec le titane, et ce en toute proportion : la miscibilité des éléments est totale.
(Couramment utilisés : H, Mo, V, Nb)
 - **Les éléments β -eutectoides**
Ils peuvent former des précipités (composant intermétallique) : permet le durcissement structural.
(Couramment utilisés : Mn, Fe, Cr, Si, Ni, Cu)
- **Les éléments dits neutres**
Ils ne favorisent la stabilité d'aucune phase
(Couramment utilisé : Zr)

De plus, même si la transformation $\beta \rightarrow \alpha$ du titane pur se fait sans diffusion, ce n'est pas le cas pour les alliages et c'est ce qui permet, par traitement thermique, d'obtenir des composants hors équilibre et de faire varier la taille et la forme des grains du titane lorsque celui-ci est allié.

Dans le cas des alliages $\alpha+\beta$, on distingue 3 grands types de morphologies pour les grains de phase α :

- **Phase α à morphologie équiaxe.**
C'est une structure globulaire : les grains de la phase α forment des nodules sphériques.
- **Phase α à morphologie aciculaire**
C'est une structure aiguillée fine qui est obtenue par un refroidissement rapide de la phase β .
- **Phase α à morphologie lamellaire.**
C'est une structure en lamelles qui est obtenue par un ralentissement du refroidissement de la phase β comparativement à la vitesse nécessaire pour obtenir une morphologie aciculaire.

Chaque type de morphologie a ses avantages comparativement aux autres et sont répertoriés dans le Tableau I.1 :

Morphologie Equiaxe	Morphologie Aciculaire ou Lamellaire
Meilleure ductilité et facilité de mise en forme.	Meilleure résistance au fluage.
Seuil de contrainte plus haut pour la corrosion chaude sous contrainte (fluxage)	Meilleure ténacité.
Limite d'élasticité plus haute (à traitement thermique équivalent)	Limite d'élasticité légèrement plus basse (à traitement thermique équivalent)
Meilleure résistance à l'amorçage de fissures en fatigue oligocyclique. (solicitation cyclique avec chargement proche de R_e)	Meilleure résistance à la corrosion sous contrainte
	Meilleure résistance à la propagation de fissure.

Tableau I.1 : Avantages liés aux différentes morphologies des alliages de titane $\alpha+\beta$

D'autre part, quelle que soit la morphologie, l'augmentation de la taille des grains par traitement thermomécanique va influencer sur les propriétés du matériau selon les tendances suivantes :

- Diminution de la limite d'élasticité
- Diminution de la ductilité.
- Diminution de la ténacité.
- Diminution de la tenue à la fatigue.
- Augmentation de la résistance au fluage.

Cependant, ces tendances sont à nuancer en ce qui concerne la ténacité et la tenue à la fatigue dans le cas des morphologies aciculaires et lamellaires : en effet, ces morphologies ont pour conséquence la complexification du chemin de propagation des fissures et donc le ralentissement de leur propagation.

Ainsi, les éléments précédents mettent en évidence la possibilité d'obtenir pour un alliage de titane une infinité de microstructures différentes (répartition des phases, taille et forme des grains) en faisant uniquement varier les éléments d'addition de l'alliage et les conditions de traitement thermique (cf. Figure I.2 : exemple du TA6V). Or, c'est la microstructure du matériau qui régit les propriétés mécaniques de celui-ci : donc la variation de ces paramètres permet de créer des alliages adaptés à tout un panel d'utilisations différentes, selon les besoins.

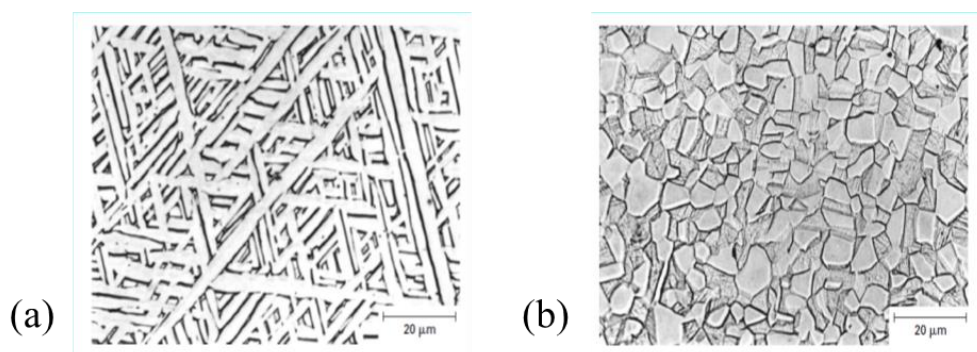


Figure I.2 : Exemples de morphologies de Ti6Al4V. (a) structure lamellaire. (b) structure équiaxe. [Combres, 1999]

I.2.2. Cas particulier : le Ti6Al4V traité β

Application destinée au matériau

Le matériau est destiné à des applications aérospatiales nécessitant une résistance élevée à la fatigue et à l'endommagement.

Composition chimique

C'est la composition d'un Ti6Al4V classique, la spécificité du « traité β » provenant des traitements thermiques que l'on applique au matériau et non de sa composition. Ainsi, la composition est la suivante :

		Alliage de titane – Ti6Al4V										
Composition chimique (%massique)	Elément	Al	V	Fe	C	N ₂	O ₂	H ₂	Autres		Ti	
									Chacun	Total		
	Min.	5,50	3,50									Base
	Max	6.75	4.50	0.30	0.08	0.03	0.22	0.0125	0.10	0.40		

Tableau I.2 : Composition chimique du Ti6Al4V

Les éléments d'addition majoritaires du Ti6Al4V sont donc l'aluminium et le vanadium qui sont respectivement α -gène et β -gène ce qui permet la coexistence des phases α et β au sein du matériau et justifie le fait que le Ti6Al4V soit classé comme un alliage $\alpha+\beta$.

Microstructure

La phase α du matériau se doit d'être uniquement de morphologie aciculaire ou lamellaire, c'est-à-dire que l'intégralité de la phase α présente doit provenir de la transformation $\beta \rightarrow \alpha$ et que l'alliage ne doit pas contenir de phase α primaire de morphologie équiaxe.

Conclusions quant aux spécifications présentées

Le matériau tel qu'il est présenté est destiné à des applications aérospatiales et nécessitent donc de manière classique un compromis entre légèreté et caractéristiques mécaniques ce qui justifie le choix du Ti6Al4V qui est connu et très largement utilisé pour ces raisons.

Néanmoins, la réelle spécificité de cet alliage provient des traitements thermiques qui lui sont appliqués et ont pour objectif d'obtenir une morphologie exclusivement aciculaire et lamellaire. En effet, les matériaux constituant les avions se doivent de présenter une résistance accrue à la fatigue et l'endommagement or cette morphologie a justement la particularité de complexifier le chemin de propagation des fissures ce qui a pour conséquence le ralentissement de leur propagation dans le matériau.

Ainsi, sans donner d'informations précises et chiffrées sur les caractéristiques attendues par Airbus dans le matériau, les quelques spécificités présentées permettent de mieux comprendre les raisons qui ont poussé à choisir ce matériau. D'autre part, cela permet de soulever la problématique de l'intégrité de surface de ces matériaux et notamment le besoin de savoir si les opérations de perçage de ces plaques ont une influence sur la microstructure de l'alliage où tout était initialement prévu pour assurer une bonne tenue en service.

I.2.3. DIFFICULTES RENCONTREES LORS DU PERÇAGE DES ALLIAGES DE TITANE (Ti6Al4V)

I.2.3.1. Concernant la Pièce

Dimensions & Forme du Trou

Afin de pouvoir être acceptable du point de vue des spécifications qui lui sont imposées, chaque trou percé doit répondre à des critères de dimensions et de forme. Or, les essais menés sur le Ti6Al4V par [Demangeon et Lepinière, 2009] et [Bonnet, 2010] mettent en évidence que le cylindre inscrit dans le trou percé est d'un diamètre plus petit que le diamètre enveloppe décrit par le foret. [Bonnet, 2010] a démontré qu'il était important de limiter le resserrement du trou qui se produit pendant le perçage afin d'optimiser l'usinage du Ti6Al4V, car celui-ci contraint fortement les listels dont les passages successifs génèrent de plus une quantité importante de chaleur par frottements. Les mesures réalisées par [Brinksmeier et Janssen, 2002] et présentées Figure I.3 montrent que le diamètre usiné peut varier selon la profondeur de perçage et ce sans changement des conditions de coupe.

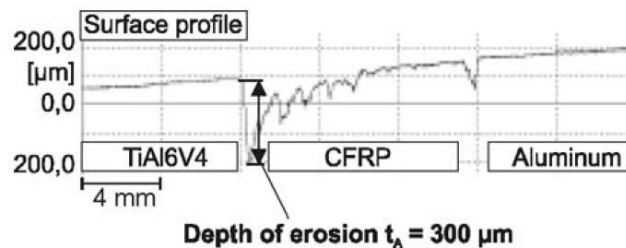


Figure I.3 : Evolution du profil de la surface d'un trou percé dans un empilage Ti6Al4V/CFRP/Aluminium [Brinksmeier et Janssen, 2002]

Le resserrement du trou en perçage de Ti6Al4V a été peu étudié dans la littérature, mais il existe néanmoins quelques travaux réalisés sur des alliages d'aluminium. Notamment, ceux de [Kalidas et al., 2001] où l'influence des conditions de coupe ainsi que celle de la lubrification sont étudiés et ceux de [Bono et Ni, 2001] qui étudie l'influence des variations dimensionnelles d'origines thermiques sur les dimensions de l'outil et de la pièce pendant et après l'usinage. Il est à noter que malgré l'intérêt de leurs travaux, leurs conclusions divergent quant à la forme des trous réalisés sans lubrification, comme le montre le Tableau I.3 qui fait la synthèse des différentes géométries de trous obtenues par ces chercheurs :

Géométrie			
Lubrification	Avec	Sans	Sans
Si $V_c \uparrow$	$\varnothing \uparrow$	$\varnothing \uparrow$	$\varnothing_{\text{trou}} > \varnothing_{\text{outil}}$
Si $f \uparrow$	$\varnothing \uparrow$	$\varnothing \downarrow$	-
Sources	[Kalidas, 2002] [Kalidas, 2001]	[Kalidas, 2002] [Kalidas, 2001]	[Bono, 2001]

Tableau I.3 : Géométries de trous obtenues pour des alliages d'aluminium [Demangeon et Lepinière, 2009]

Finalement, L'approfondissement des recherches concernant le resserrement du trou pendant et après le perçage a permis de comprendre que celui-ci est le fruit de la composition de plusieurs phénomènes menant à des déformations de l'outil et de la pièce :

- La relaxation des contraintes résiduelles initialement présentes dans la pièce ([Naneix, 2010], [Demangeon et Lepinière, 2009]) ;
- Les variations dimensionnelles d'origine thermique dans la pièce et l'outil ([Bonnet, 2010], [Naneix, 2010], [Demangeon et Lepinière, 2009], [Bono et Ni, 2001]) ;
- Les déformations élastiques dans la pièce et l'outil ([Bonnet, 2010]) ;
- Les déformations plastiques dans la pièce ([Bonnet, 2010]) ;
- Les contraintes résiduelles induites par le perçage ([Nobre et Outeiro, 2015]).

Bavures

Les bavures font partie des défauts récurrents dans le perçage de matériaux métalliques et nécessitent d'être éliminées par des opérations d'ébavurage de la pièce afin d'en permettre l'assemblage. [Dornfeld et al., 1999] et [Cantero et al., 2005] se sont intéressés à la formation des bavures en perçage de Ti6Al4V et ont conclu que, la taille des bavures est directement liée aux températures atteintes en zone de coupe lors de la sortie du foret. La Figure I.4, illustre ce défaut et fait la comparaison entre les conditions à sec et avec lubrification : cela permet de se rendre compte de l'impact de la génération de chaleur sur la formation de la bavure qui est bien plus importante dans le cas à sec.

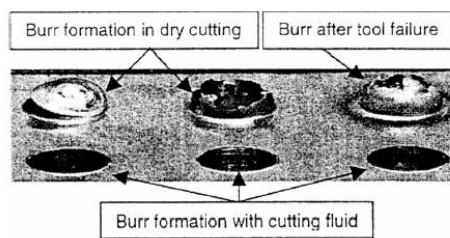


Figure I.4 : Génération de bavures en perçage de Ti6Al4V [Dornfeld et al., 1999]

De plus, il est important de noter que comme l'usure des outils va de pair avec une génération de chaleur plus importante en zone de coupe, la taille des bavures augmente elle aussi avec le nombre de trous percés.

Etat de surface/Rugosité

L'état de surface du trou usiné dépend avant tout du foret usinant et des conditions de coupe utilisées (vitesse de coupe, avance) et se dégrade progressivement au fur et à mesure que le foret s'use. Dans le cas de [Cantero et al., 2005] qui utilisent un foret en carbure de tungstène revêtu TiN, la rugosité du trou ne se dégrade réellement qu'en fin de vie du foret. De plus, [Kalidas et al., 2002], ayant réalisé des essais avec et sans lubrification, font le lien entre génération de chaleur et rugosité, ce qui est contradictoire avec les observations de [Cantero et al., 2005] qui ne relèvent pas de différences significatives en fonction des températures atteintes dans les conditions testées.

Une autre explication concernant les états de surfaces constatés en perçage de Ti6Al4V provient des difficultés d'évacuation des copeaux qui peuvent survenir à partir d'une certaine profondeur de perçage. [Li et al., 2007] ont mis ce phénomène en évidence en corrélant morphologie de copeau et état de surface constaté : lorsque l'évacuation du copeau devient difficile, celui-ci se replie sur lui-même et a tendance à rayer la surface du trou fraîchement usiné. Les morphologies observées en fonction de la profondeur de perçage sont présentées sur la Figure I.5.

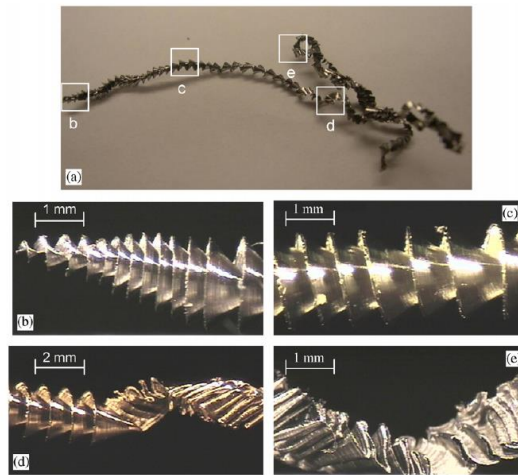


Figure I.5 : Morphologie de copeaux de Ti6Al4V en fonction de la profondeur percée (outil Wc-Co de diamètre 4 mm dans une plaque de Ti6Al4V épaisse de 6,35 mm) [Li et al., 2007]

- (a) vue générale d'un copeau
- (b) initialisation du copeau (début du perçage)
- (c) copeau en spirale, régime permanent
- (d) transition entre copeau en spirale et copeau replié
- (e) copeau replié sur lui-même, régime permanent

Changements de Microstructure

Même si peu souvent évoqués dans la littérature, le perçage du Ti6Al4V peut engendrer des changements de microstructures sur une faible épaisseur de la surface usinée. A l'aide d'un MEB, [Cantero et al., 2005] ont pu observer ce type de changements dans le cadre du perçage du Ti6Al4V. Le résultat qu'ils ont obtenu est présenté sur la Figure I.6 où l'on distingue deux régions différentes : la région notée « A », d'une épaisseur d'environ 125 μm en partant de la surface, où il y a eu de fortes contraintes mécaniques ainsi qu'une forte élévation de température qui ont entraîné un changement de microstructure, et la région notée « B » où l'élévation était plus modérée.

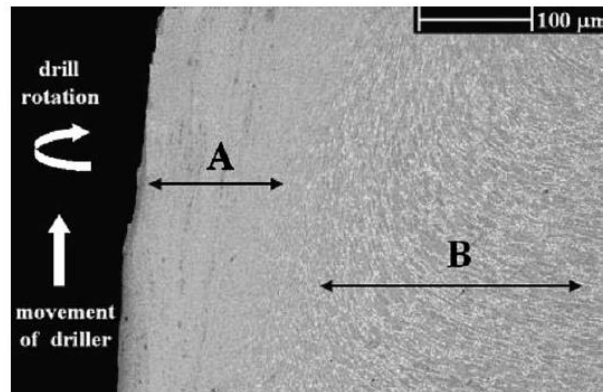


Figure I.6 : Observation des changements de microstructure en perçage de Ti6Al4V [Cantero et al., 2005]

De plus, l'analyse chimique menée par spectrométrie des rayons X par [Cantero et al., 2005] leur a permis de confirmer qu'il y avait eu une transformation allotropique de la phase α en phase β . En complément, ils ont réalisé des mesures de microdureté, présentées Figure I.7, qui démontrent qu'il y a eu un durcissement dans la zone affectée, d'autant plus important que la mesure est proche de la surface usinée.

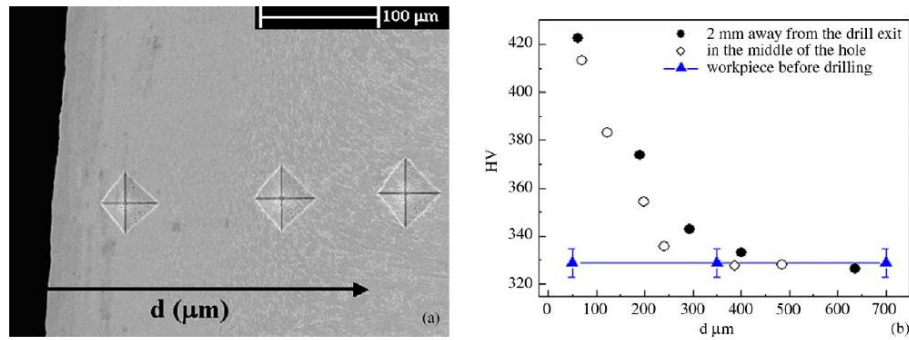


Figure I.7 : Mesures de microdureté après perçage de Ti6Al4V [Cantero et al., 2005]

Remarque :

Dans le cas du Ti6Al4V traité β , qui est le matériau de l'étude, ce type de transformation pourrait être problématique. En effet, le dit matériau subit un traitement spécifique permettant d'obtenir uniquement de la phase β et de la phase α à morphologie lamellaire ou aciculaire. S'il s'avère que ce type de transformation donne naissance à une autre morphologie de phase α , il se pourrait que la pièce finale ait des propriétés de résistance à la naissance et à la propagation de fissure inférieures à celles qui sont demandées dans les spécifications aéronautiques. C'est donc un point sur lequel il faut être vigilant.

1.2.3.2. Concernant l'outil

L'usinage des alliages de titane fait intervenir les mêmes mécanismes d'usure que pour les autres matériaux métalliques plus classiques. Ainsi, [Leroy, 1984] identifie trois mécanismes d'usure dominants en usinage :

L'usure par abrasion

Lors du processus de coupe, il peut y avoir des arrachements de matière de l'outil lorsque celui-ci rencontre des particules de grande dureté : celles-ci peuvent soit provenir du matériau usiné, et dans ce cas elles sont renouvelées lors du processus de coupe, soit provenir de la dégradation de l'outil lui-même et dans ce cas on parle d'usure par attrition. L'importance de l'usure par abrasion croît lorsque la taille et le nombre des particules abrasives augmentent. La Figure I.8 donne un exemple de stries d'abrasion en face de dépouille dans le cas du tournage à sec de Ti6Al4V avec outil carbure.

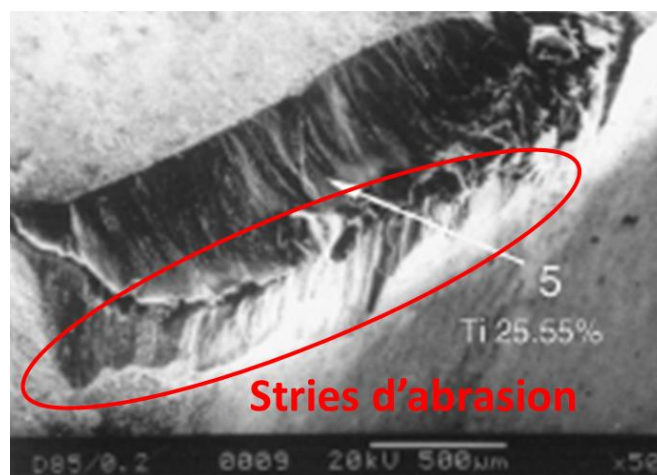


Figure I.8 : Stries d'abrasion en face de dépouille dans le cas du tournage à sec du Ti6Al4V avec outil carbure [Venugopal et al., 2007a]

L'usure par adhésion

L'usure par adhésion provient elle aussi d'un arrachement de matière de l'outil, sauf que dans le cas présent, il y a dans un premier temps formation de microsoudures sur l'outil à cause des conditions extrêmes de température et de pression qui règnent à l'interface outil-copeau. Dans un second temps, ces jonctions peuvent se rompre de trois manières différentes qui d'après [Leroy, 1984] sont les suivantes :

- La jonction formée est plus résistante que le métal du copeau, alors la rupture survient dans la masse du copeau, laissant une couche adhésive sur l'outil : c'est le mécanisme de formation d'arête rapportée.
- La jonction formée est moins résistante que le métal avoisinant (copeau et outil), alors la rupture survient dans la jonction, l'usure de l'outil est négligeable.
- La jonction formée est plus résistante que le métal de l'outil ainsi que celui du copeau, alors les ruptures surviennent à la fois sur l'outil et sur le copeau, de façon non négligeable : c'est l'usure par adhésion.

La Figure I.9 donne un exemple d'adhésion de Ti6Al4V dans le cas du perçage à sec.

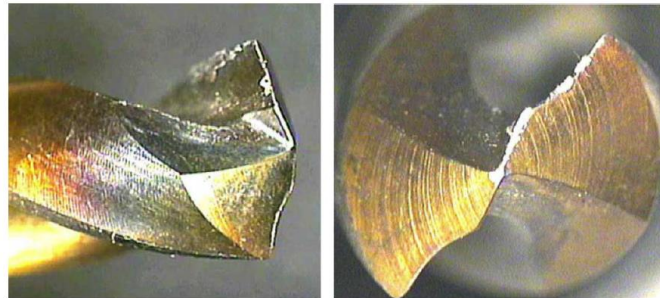


Figure I.9 : Adhésion de Ti6Al4V en perçage à sec [Cantero et al., 2005]

L'usure par diffusion

Aux grandes vitesses de coupe, les températures à l'interface outil-copeau peuvent atteindre des valeurs très élevées, ce qui est favorable à la diffusion chimique de l'outil vers le copeau et inversement. Lors du processus de diffusion, le copeau est constamment renouvelé, ce qui fait que du point de vue de l'outil, la demande en éléments diffusants reste constante au cours de l'usinage : les éléments de l'outil sont absorbés en continu par les copeaux qui se renouvellent, cela a pour conséquence la formation d'un cratère dans la zone de contact outil-copeau. La Figure I.10 donne un exemple de cratérisation des listels en perçage à sec de Ti6Al4V.

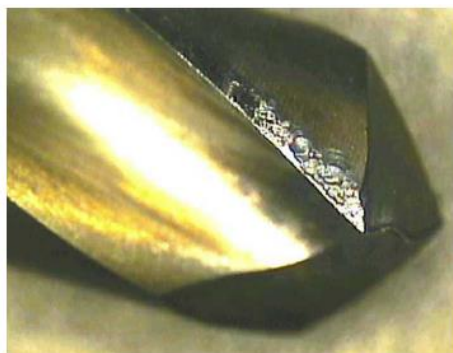


Figure I.10 : Cratérisation des listels en perçage à sec de Ti6Al4V [Cantero et al., 2005]

1.3. Empilages Hybrides

La raison d'être de cette étude étant initialement la recherche d'un moyen d'améliorer les conditions de perçage de l'empilage hybride Ti6Al4V/CFRP, il semblait nécessaire de donner un minimum d'informations à ce sujet. En effet, les problématiques concernant le perçage d'empilages restent indissociables de l'étude menée dans le cadre de ce projet et même si les effets de l'assistance cryogénique sont ici analysés pour le Ti6Al4V, la dimension de l'empilage doit être prise en compte, d'autant plus que l'analyse menée dans les paragraphes suivants justifie l'idée de l'utilisation de l'assistance dans ce contexte.

1.3.1. Les empilages : cas particulier du Ti6Al4V/CFRP

Le développement récent des empilages hybrides par l'industrie aérospatiale provient du souhait d'améliorer les performances des structures de nouvelle génération tout en étant le plus économe possible en énergie. L'empilage hybride typique est l'assemblage de plusieurs couches de composites à matrice polymère renforcée par des fibres (carbone, verre, etc.) et de métal (alliages de titane, d'aluminium, etc.) qui permet de profiter des avantages des deux matériaux tout en s'affranchissant de leurs défauts respectifs. L'exemple auquel l'étude s'intéresse est celui de l'empilage composé de CFRP et d'alliage de titane, reconnu pour l'association qu'il permet entre caractéristiques mécaniques spécifiques élevées, bonne résistance à la naissance et à la propagation de fissures ainsi qu'à la corrosion.

1.3.2. Le CFRP : un matériau composite

1.3.2.1. Généralités sur les composites : propriétés et utilisation

[Gay, 1991] définit dans son ouvrage le composite comme des « arrangements de fibres –continues ou non – d'un matériau résistant (le renfort) qui sont noyées dans une matrice dont la résistance mécanique est beaucoup plus faible. ». Concrètement, le résultat est un matériau hétérogène et anisotrope adapté aux besoins du concepteur qui selon ses besoins choisit la matrice, les renforts, le procédé d'élaboration, etc. Dans les faits, un matériau composite est constitué de différents éléments qui remplissent chacun un rôle particulier :

- **Les renforts**
Ils constituent l'armature du matériau composite et ont pour rôle de garantir la tenue mécanique de celui-ci. Les renforts, pouvant être organiques ou inorganiques, sont présentés sous forme de particules ou de fibres qui peuvent être continues ou discontinues. Les propriétés finales du matériau sont directement liées à leur agencement dans la matrice.
- **La matrice**
Celle-ci peut être de nature organique ou minérale et a pour rôles principaux d'assurer la liaison entre les renforts et de distribuer les efforts dans le matériau final. Elle donne de plus des avantages non négligeable que l'on apprécie aux composites et notamment une bonne protection chimique du matériau ainsi qu'une bonne aptitude à limiter la propagation et l'apparition de fissures.
- **L'interface renforts-matrice**
Elle joue un rôle primordial dans la qualité du matériau final puisqu'elle est chargée d'assurer la compatibilité entre les renforts et la matrice et de transmettre les contraintes de l'un sur l'autre sans qu'il ne puisse y avoir de déplacement relatif entre les constituants du composite.

A ces éléments peuvent être ajoutés des charges qui apportent des propriétés supplémentaires ou des additifs permettant de catalyser et d'accélérer la polymérisation de la matrice dans le cas d'une matrice organique.

1.3.2.2. Le CFRP : cas du IMA M21E multidirectionnel

Le CFRP (Carbon Fiber Reinforced Plastic) est un composite à matrice polymère renforcé aux fibres de carbone qui suscite aujourd'hui un grand intérêt dans le domaine aérospace par ses très bonnes caractéristiques mécaniques spécifiques qui lui permettent d'offrir un bon compromis entre légèreté et résistance. Ainsi, son utilisation dans le domaine aérospace est principalement motivée par le gain de masse qu'il permet, mais aussi par ses propriétés de résistance à la corrosion et sa quasi-insensibilité à la fatigue en comparaison aux matériaux métalliques. De plus, les techniques de fabrication utilisées permettent la réalisation de formes complexes qui seraient impossibles à obtenir sans assemblage de sous-ensembles dans le cas des matériaux métalliques.

Les propriétés du CFRP dépendent grandement de l'agencement des fibres de carbone dans la matrice polymère. En effet, dans le cas d'un composite dit « unidirectionnel » où toutes les fibres sont parallèles et donc orientées selon une direction unique, les caractéristiques mécaniques du composite sont bien plus élevées dans la direction longitudinale aux fibres que dans la direction transversale. C'est pour cela que selon l'emploi prévu pour le composite utilisé, il n'est pas rare de structurer celui-ci par plis que l'on superpose selon différentes orientations de fibres pour obtenir un composite dit « multidirectionnel » qui selon la séquence de superposition peut constituer un matériau quasi isotrope. Une autre manière de réaliser les plis est d'utiliser une structure de fibres dite « tissée » permettant d'obtenir un pli aux caractéristiques mécaniques équivalentes dans les deux directions principales. Les différents agencements de fibres sont illustrés Figure I.11.

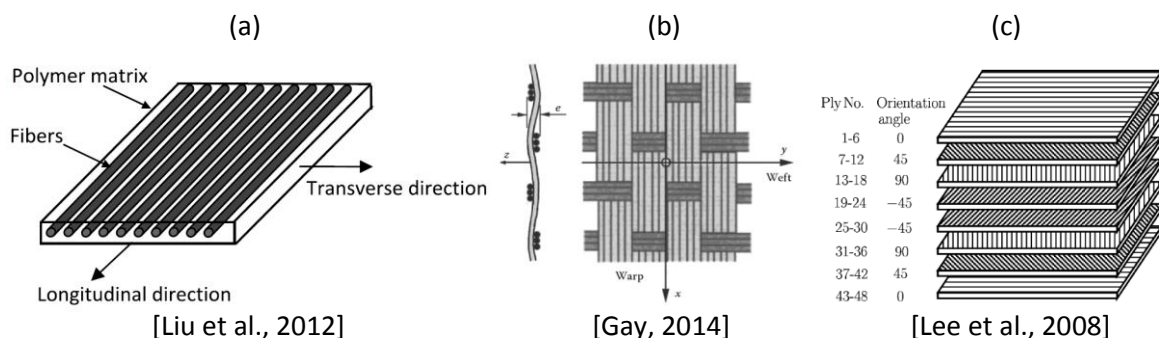


Figure I.11 : Exemples d'agencements de fibres et de plis
(a) Pli unidirectionnel
(b) Pli tissé
(c) Composite multidirectionnel : superposition de plis unidirectionnels

Le CFRP IMA M21 avec arrangement de fibres multidirectionnel est le matériau utilisé dans l'étude, IMA désigne la fibre de carbone et M21E la matrice en résine époxyde.

I.3.3. Difficultés rencontrées lors du perçage d'empilages

Lors du perçage d'empilages CFRP/Ti6Al4V, les problématiques rencontrées sont les mêmes que dans les matériaux pris séparément, mais avec l'addition des difficultés propres à l'empilage. De plus, lorsque pris indépendamment, le perçage de ces deux matériaux a déjà été bien étudié et optimisé, que cela soit du point de vue des forets ou des conditions de coupe utilisées. Cependant, les deux matériaux étant très différents, ces solutions sont totalement incompatibles et il n'existe donc pas d'outils coupants ou de paramètres de coupe optimisés pour les deux matériaux en même temps. Ainsi, il n'est pas étonnant que la problématique suscite l'intérêt et aie débouché sur plusieurs projets de thèse au cours des dernières années. Par exemple, [Roudgé, 2011] a développé une méthode s'appuyant sur les réseaux de neurones et permettant de prédire le moment où la qualité du perçage s'approche des bornes des spécifications aéronautiques. [Jallageas, 2013] a quant à lui étudié le perçage d'empilages par le biais d'Unités de Perçage Automatiques (UPA) avec assistance vibratoire, ce qui correspond aux dispositifs effectivement utilisés dans l'industrie, montrant une fois de plus le lien fort entre industriels et académiques sur ces problématiques. Ainsi, le perçage avec assistance vibratoire, consistant à ajouter un mouvement de vibration axiale au mouvement de la coupe a été étudié en détail par [Ladonne, 2016] qui prend en compte l'environnement Pièce-Outil-Machine dans ses modélisations.

La Figure I.12 réalisée par [Bonnet, 2010] compare les conditions de coupes optimisées pour les matériaux pris séparément et met clairement en évidence que celles-ci sont disjointes. C'est pourquoi certains chercheurs, comme [Poutord, 2014] ont étudié la possibilité de faire varier les conditions de coupe pendant le perçage afin de s'adapter en temps réel au matériau percé. Ceci étant dit, il faut garder à l'esprit qu'à l'heure actuelle, la plupart des perçages réalisés sur empilages dans le secteur aéronautique se font au moyen d'Unités de Perçage Automatiques (UPA), de par leur nature purement mécanique, ne permettent pas de variations des conditions de coupe en cours de perçage. Quoiqu'il en soit, une étude préliminaire sur la variation des conditions de coupe à l'interface Ti6Al4V/CFRP et ses potentiels effets bénéfiques a été réalisée au cours du projet et est présentée succinctement en Annexe 1.

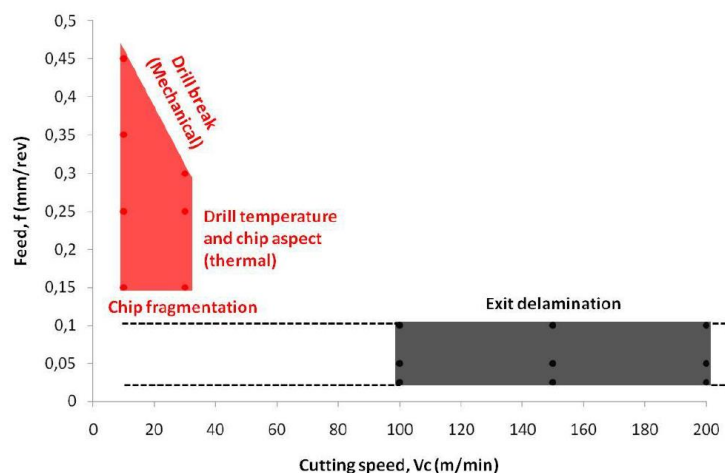


Figure I.12 : Comparaison des conditions de coupe optimisées pour le perçage à sec de Ti6Al4V (en rouge) et de CFRP (en gris) [Bonnet, 2010]

Une autre problématique majeure du perçage des empilages CFRP/Ti6Al4V est l'interaction qui existe entre les difficultés rencontrées dans les deux matériaux pris indépendamment. Par conséquent, les défauts occasionnés lors du perçage des empilages dépendent du sens dans lequel on les perce, ce qui mène régulièrement les scientifiques travaillant sur le sujet à étudier les deux configurations.

Dans le cas du perçage d'empilage en allant du Ti6Al4V vers le CFRP, la température du foret s'élève de manière importante pendant l'usinage de Ti6Al4V, ce qui favorise dans un second temps la brûlure

de la matrice du CFRP à l'interface entre les deux matériaux, celle-ci survenant à partir d'environ 180 °C. En outre, la formation de bavures de Ti6Al4V à l'interface peut également mener à des dégradations de la partie composite.

Dans le cas du perçage d'empilage en allant du CFRP vers le Ti6Al4V, les difficultés concernent plus particulièrement l'évacuation des copeaux de Ti6Al4V qui, de par leurs caractéristiques mécaniques et la température qu'ils atteignent ont tendance à dégrader la surface du CFRP pendant leur évacuation. Ainsi, comme illustré par la Figure I.13, cela peut entraîner l'apparition de rayures hélicoïdales sur la surface du trou dans le CFRP. La Figure I.14, provenant des travaux de [Pecat et Brinksmeier, 2014] montre que dans les cas où l'évacuation des copeaux de Ti6Al4V est très difficile, certains peuvent rester incrustés dans la paroi du composite.

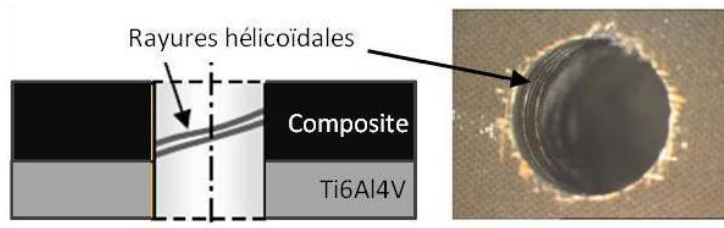


Figure I.13 : Rayures hélicoïdales sur la surface du trou dans la partie CFRP de l'empilage en perçage à sec dans le sens CFRP vers Ti6Al4V [Bonnet, 2010]

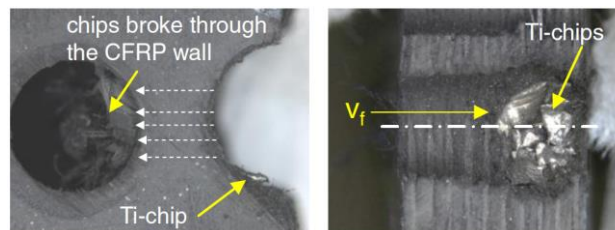


Figure I.14 : Incrustation d'un copeau de Ti6Al4V dans la paroi du CFRP en perçage à sec dans le sens CFRP vers Ti6Al4V [Pecat et Brinksmeier, 2014]

D'autre part, [Pecat et Brinksmeier, 2014] ont montré qu'il pouvait se produire des arrachements de CFRP à l'interface lors de la formation du copeau de titane initial qui a la possibilité d'être temporairement coincé entre les plaques des deux matériaux. Ce phénomène est illustré sur la Figure I.15 où le premier pli de CFRP à l'interface a subi un tel arrachement.



Figure I.15 : Arrachement de CFRP à l'interface en perçage à sec dans le sens CFRP vers Ti6Al4V [Pecat et Brinksmeier, 2014]

Finalement, au vu des éléments mentionnés dans l'état de l'art, il semblerait que la majorité des problématiques rencontrées dans le cadre du perçage d'empilages hybrides Ti6Al4V/CFRP soient liées à la forte génération de chaleur induite par le perçage de la partie alliage de titane et aux difficultés d'évacuation des copeaux de température élevée qui sont produits par l'opération.

I.4. Assistance Cryogénique

I.4.1. Assistance cryogénique : principes

Les assistances en usinage fonctionnent toutes sur le principe d'un apport thermique et/ou mécanique supplémentaire dans la zone de coupe qui ont pour conséquence la modification des mécanismes de formation du copeau. Par zone de coupe il est ici fait référence aux trois zones de cisaillement classiquement utilisée pour décrire les phénomènes observés en configuration de coupe orthogonale :

- **La zone de cisaillement primaire (ZCP)**
Elle correspond à la zone initiale de formation du copeau où la matière subit une déformation plastique intense à des vitesses très élevées.
- **La zone de cisaillement secondaire (ZCS)**
Elle correspond à l'interface outil-copeau, autrement dit la zone où le copeau est en contact avec l'outil et où de fortes pressions accompagnent l'écoulement de la matière ainsi qu'un frottement intense qui mènent tous deux à une forte élévation de la température à l'interface.
- **La zone de cisaillement tertiaire (ZCT)**
Elle correspond à la zone de la surface fraîchement usinée qui est en contact avec l'outil et qui subit des déformations dues à son frottement avec l'outil. Elle est souvent négligée dans les études réalisées mais c'est néanmoins la zone qui a le plus d'impact sur la qualité de la surface finale.

Ces zones, en configuration de coupe orthogonale, sont illustrées Figure I.16. Les assistances en usinage permettent de jouer sur les mécanismes mis en jeu dans ces trois zones.

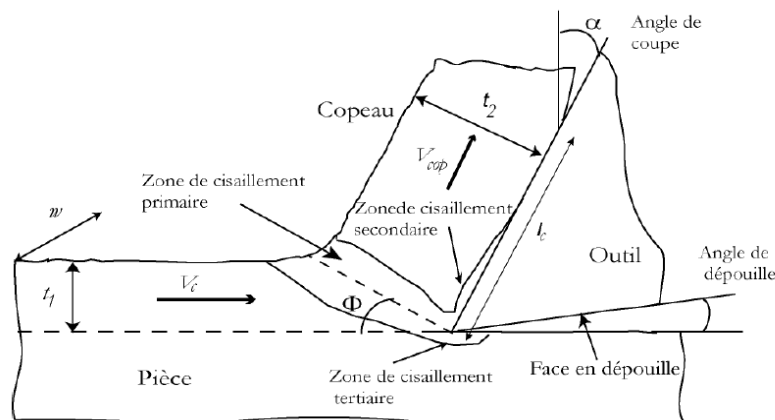


Figure I.16 : Modélisation de la coupe orthogonale – zones de cisaillement [List, 2004]

En l'occurrence, l'assistance cryogénique constitue un apport thermique puisque son principe repose sur la projection d'un fluide réfrigérant pour refroidir l'outil et/ou la pièce dans le cas de matériaux difficiles à usiner de par la forte production de chaleur générée pendant l'usinage. L'objectif est d'augmenter la durée de vie des outils en s'affranchissant des phénomènes d'usure activés thermiquement comme, par exemple, la diffusion qui est le phénomène d'usure principal dans l'usinage des matériaux réfractaires.

Le projet de thèse s'intéresse exclusivement à l'assistance cryogénique en utilisant de l'azote liquide et ce principalement pour les raisons suivantes :

- C'est un liquide dont la température est très basse, celui-ci s'évapore à environ -196°C lorsqu'il est soumis à la pression atmosphérique. De plus, celui-ci absorbe une quantité importante de chaleur lors de sa vaporisation.
- De par sa capacité à s'évaporer dans un environnement à température ambiante, l'azote permet de s'affranchir de tout nettoyage de pièces, de copeaux et même d'atelier, ce qui n'est pas le cas avec les fluides de coupe classiques.
- C'est un fluide avantageux du point de vue hygiène, sécurité et environnement. En effet, l'air contenant environ 78% d'azote, son évaporation dans l'environnement ne pose pas de problèmes écologiques

La suite du chapitre servira à synthétiser l'étude bibliographique en ce qui concerne l'utilisation de l'assistance cryogénique avec azote liquide en usinage d'alliages de titane, principalement en tournage car il n'existe quasiment aucune publications sur les autres techniques comme le fraisage ou le perçage. Concernant l'assistance cryogénique en tournage, il existe plusieurs approches possibles à sa mise en place qui ont notamment été comparées par [Hong et Ding, 2001] et sont illustrées Figure I.17. Par la suite, seuls les résultats obtenus pour l'approche où les jets d'azote sont localisés sur la face de coupe et/ou dépouille seront présentés car il a été démontré que les autres méthodes étaient peu efficaces en comparaison pour augmenter la durée de vie des outils. Quoiqu'il en soit, l'utilisation des autres techniques de refroidissement reste dans tous les cas anecdotique, avec notamment les travaux de [Wang et Rajurkar, 2000] où seul l'outil est refroidi par l'arrière.

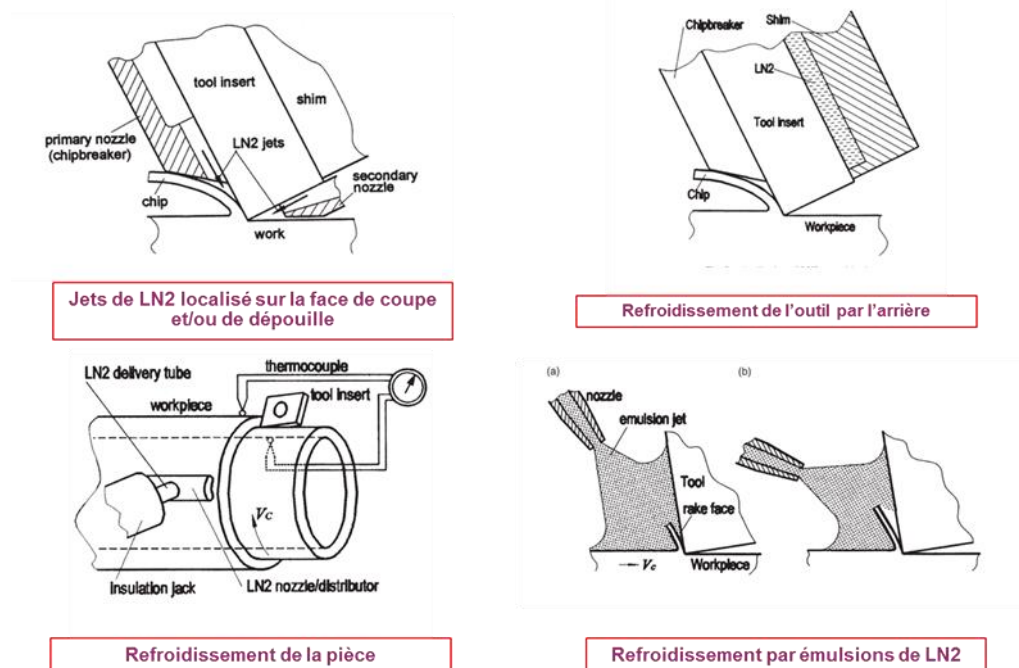


Figure I.17 : Approches existantes pour la mise en place de l'assistance cryogénique en tournage [Hong et Ding, 2001]

1.4.2. Résultats concernant les effets de l'assistance cryogénique sur l'usinage des alliages de titane

1.4.2.1. Flux de chaleur reçu et températures atteintes par l'outil

L'objectif premier associé à l'utilisation de l'assistance cryogénique est de diminuer les températures atteintes pendant la coupe de matériaux dont la coupe génère une chaleur importante et impacte directement la durée de vie des outils. C'est donc naturellement que [Hong et Ding, 2001], faisant partie des premiers auteurs ayant travaillé sur le sujet, ont implanté des thermocouples dans des plaquettes de coupe et réalisé des essais d'usinage sur Ti6Al4V en utilisant plusieurs méthodes de refroidissement pour vérifier que l'assistance permettait bien de réduire l'énergie calorifique totale reçue par l'outil. Les résultats de leur expérience ainsi que leur dispositif expérimental sont exposés Figure I.18 et semblent confirmer l'efficacité de l'assistance cryogénique pour diminuer les températures atteintes dans l'outil. Ces essais ont aussi servi à comparer les différentes approches de refroidissement et comme annoncé précédemment, l'efficacité maximale est obtenue lorsque l'on refroidit directement les faces de coupe et/ou de dépouille.

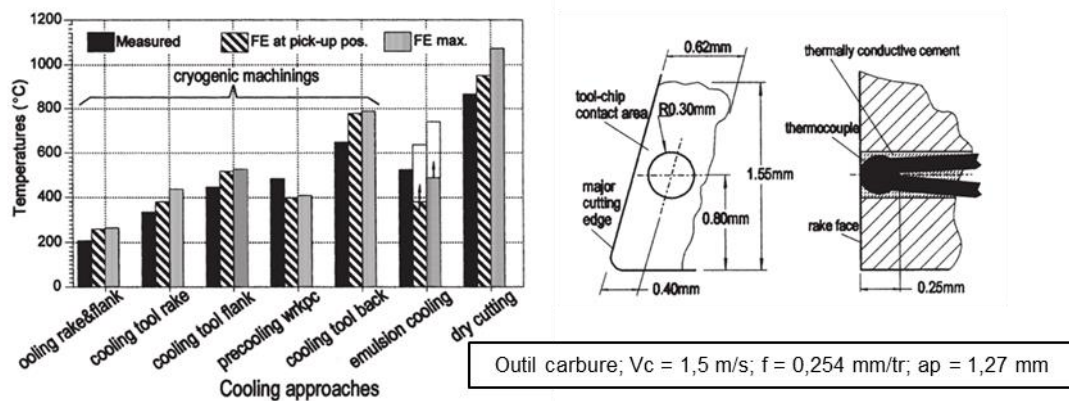


Figure I.18 : Mesure de température dans l'outil pendant une opération de tournage selon différentes méthodes de refroidissement par assistance cryogénique [Hong et Ding, 2001]

Une décennie plus tard, les travaux de [Dhananchezian et Pradeep Kumar, 2011], confirment les conclusions précédentes sur le tournage de Ti6Al4V avec outil carbure et mesurent des températures de coupe réduites de plus de 60% sur la surface de coupe en comparaison de leurs essais réalisés avec émulsions. Ces résultats ont d'ailleurs été récemment confirmés pour l'alliage de titane Ti-5553 dans le cadre des travaux de [Kaynak et al., 2018] qui ont l'avantage d'effectuer la comparaison entre les cas à sec, MQL et avec assistance cryogénique, et ce sur une plage conséquente de vitesses de coupe. Ainsi, la Figure I.19 expose ces résultats qui donnent un avantage clair à l'assistance cryogénique. Par ailleurs, les travaux réalisés il y a peu par [Lequien et al., 2018] ont permis de vérifier la validité des constatations précédentes dans le cas du fraisage de Ti6Al4V avec des plaquettes carbure, l'azote liquide étant projeté en zone de coupe par des buses intégrées au corps de fraise.

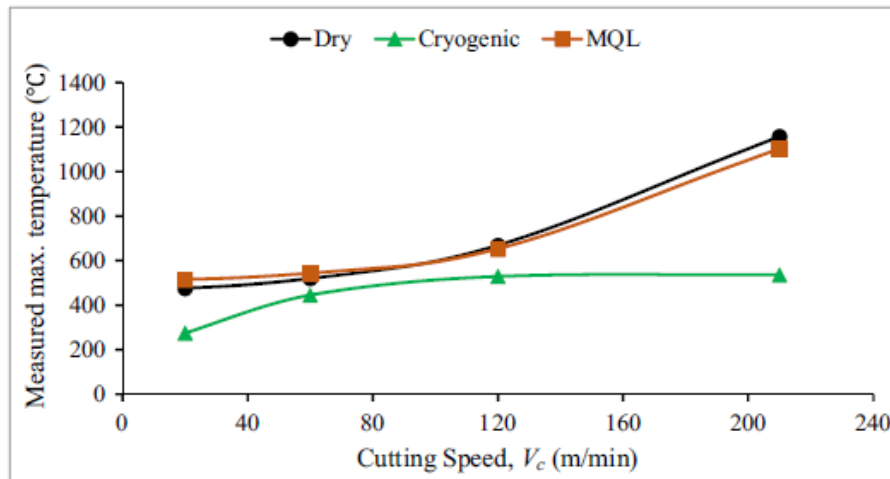


Figure I.19 : Températures maximales mesurées pour différentes conditions de coupe ($f = 0,1$ mm/tr)
[Kaynak et al., 2018]

1.4.2.2. Coefficient d'échange convectif entre la pièce et l'azote

L'utilisation de l'assistance cryogénique ayant pour objectif de réduire les flux de chaleur reçus par la pièce et l'outil, il semble naturel de s'intéresser à la caractérisation du coefficient d'échange convectif entre la pièce et l'azote ainsi que celui entre l'outil et la pièce. Malheureusement, il n'y a pas de références en ce qui concerne l'outil mais quelques chercheurs se sont intéressés à l'échange convectif entre l'azote et la pièce.

Ainsi, seuls [Rotella et Umbrello, 2014], [Lequien, 2017] et [Lequien et al., 2018] ont travaillé sur le coefficient d'échange convectif entre Ti6Al4V et azote dans le cadre de l'assistance cryogénique. [Rotella et Umbrello, 2014] trouvent un coefficient de $20\,000\text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ qu'ils déterminent par méthode inverse et correspond à une valeur pendant l'usinage, tandis que [Lequien, 2017] trouve des valeurs comprises entre $8\,615$ et $15\,630\text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ correspondantes aux essais de projection d'azote sur une plaque de Ti6Al4V avec variation des paramètres de distance, d'inclinaison et de diamètre de buse. Du côté alliage de titane, [Sun et al., 2015] et [Kaynak et al., 2018] utilisent un coefficient valant $10\,000\text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ pour le Ti-5553 qu'ils reprennent de [Yang, 2012] ayant travaillé sur la simulation du polissage d'un alliage Co-Cr-Mo et qui semble l'avoir déterminé en fixant la température de l'environnement de manière arbitraire puis en ayant fait varier le coefficient jusqu'à ce que la simulation coïncide avec l'expérimental.

En outre, comme le soulignent [Pusavec et al., 2016] et [Hribersek et al., 2017] ayant travaillé sur l'Inconel 718, et sans parler des conditions d'écoulement, le coefficient d'échange convectif dépend à la fois de la température de l'azote et de la température de la pièce, données qui ont été fixées, au moins pour l'une d'entre elles, de manière arbitraire dans les cas énoncés précédemment. La Figure I.20 expose les résultats obtenus par [Pusavec et al., 2016] et montrent qu'il n'est pas étonnant d'avoir des divergences dans la littérature en ce qui concerne le coefficient d'échange convectif.

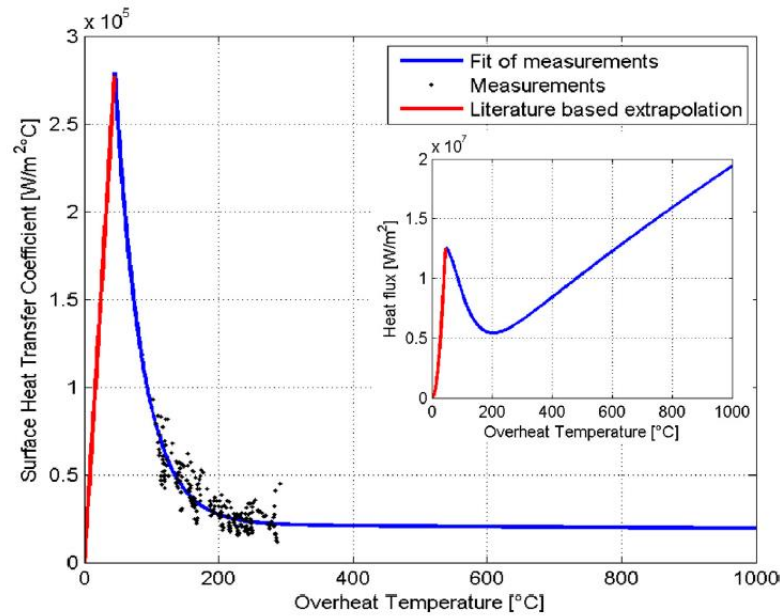


Figure I.20 : Coefficient d'échange convectif Inconel 718/LN2 en fonction de la différence de température fluide/surface [Pusavec et al., 2016]

Finalement, les résultats présents dans l'état de l'art permettent tout de même d'avoir des ordres de grandeur, ce que la Figure I.21 provenant de l'article de [Jawahir et al., 2016] propose pour différentes techniques de refroidissement et lubrification, les cas à sec et MQL compris, indépendamment du matériau, des conditions d'acheminement, etc.

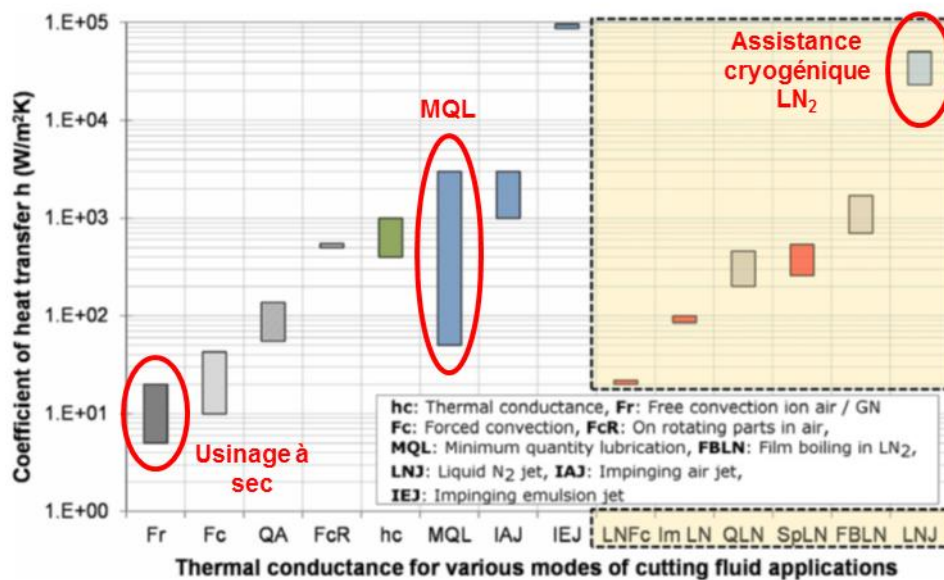


Figure I.21 : Valeurs typiques du coefficient d'échange convectif pour différents modes de refroidissement [Jawahir et al., 2016]

1.4.2.3. Durée de vie, usure

Après que [Hong et Ding, 2001] aient vérifié que l'assistance cryogénique permettait bien de diminuer l'intensité du chargement thermique perçu par l'outil, [Hong et Ding, 2001], [Hong, Markus et al., 2001], [Venugopal et al., 2007a], [Venugopal et al., 2007b], [Dhananchezian et Pradeep Kumar, 2011] et [Bermingham et al., 2011] se sont intéressés aux effets obtenus à l'échelle de la durée de vie des plaquettes de coupe et ont pu confirmer les effets bénéfiques de l'assistance sur l'usure des outils lors d'essais de tournage de Ti6Al4V avec plaquettes en carbure de tungstène. Par ailleurs, les essais de fraisage réalisés par [Lequien, 2017] semblent valider ces tendances dans le cas de la technique de fraisage pour laquelle il constate des gains de durée de vie allant de 75% à 142% selon le diamètre des buses de projection d'azote utilisées. La Figure I.22 fait le bilan des essais d'usure réalisés par [Venugopal et al., 2007a] : elle comprend les mesures d'usure en dépouille, d'usure en face de coupe et de recul d'arête après 5 minutes d'usinage.

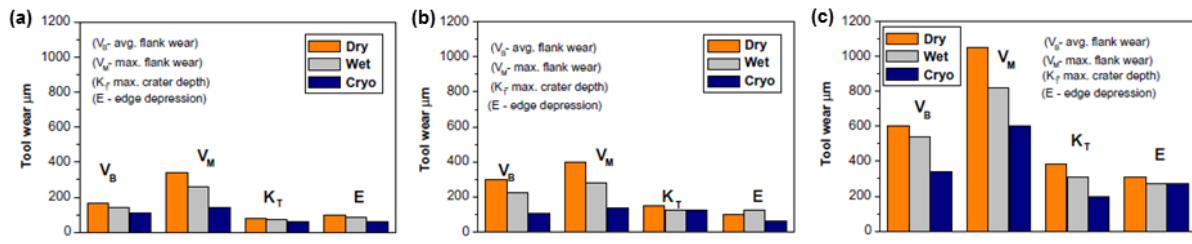


Figure I.22 : Usure d'outils après 5 min d'usinage

(a) $V_c = 70$ m/min et $f=0.20$ mm/tr

(b) $V_c = 85$ m/min et $f=0.20$ mm/tr

(c) $V_c = 100$ m/min et $f=0.20$ mm/tr

[Venugopal et al., 2007a]

La Figure I.23 montre des images issues de MEB des faces de coupe et de dépouille des plaquettes utilisées dans les essais de [Venugopal et al., 2007a]. Elles permettent d'avoir un aperçu visuel des effets de l'assistance cryogénique qui semble bien permettre de limiter les phénomènes de diffusion qui sont responsables de l'usure en cratère de l'outil et dépendent justement de la température atteinte pendant la coupe. Néanmoins, les travaux de [Kaynak et al., 2018] sur le Ti-5553 semblent indiquer que ni la MQL, ni l'assistance cryogénique ne permettent d'atténuer la tendance à la formation d'arête rapportée qui est imputée au phénomène d'adhésion.

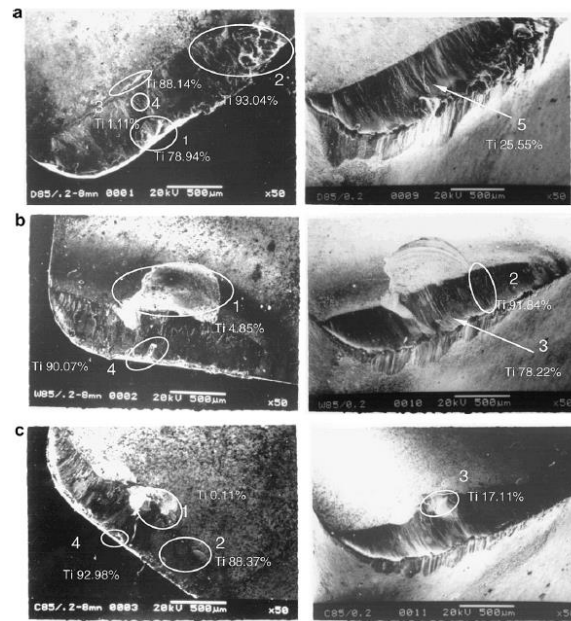


Figure I.23 : Images MEB des faces de coupe et de dépouille après 8 minutes d'usinage à $V_c = 85$ m/min et $f = 0.20$ mm/tr
a) Usinage à sec
b) Usinage avec lubrifiant classique
c) Usinage avec assistance cryogénique
[Venugopal et al., 2007a]

Finalement, les résultats des différents chercheurs allant tous dans le sens d'une amélioration de la durée de vie des outils, l'usinage avec assistance cryogénique semblerait permettre d'usiner plus longtemps avec les mêmes conditions de coupe ou d'usiner avec des conditions de coupe plus élevées (augmentation de V_c) mais sans pour autant augmenter le temps d'usinage total.

1.4.2.4. Frottement à l'interface outil/copeau

L'utilisation de l'azote liquide en lieu et place des fluides de coupe classique soulève la question de l'impact que cela peut avoir d'un point de vue tribologique. Ainsi, [Hong, Ding et al., 2001], [Birmingham et al., 2011], [Rotella et Umbrello, 2014] et [Kim et al., 2018] ont déterminé le coefficient de frottement apparent associé à leurs essais de tournage avec outil carbure sur Ti6Al4V afin de vérifier si l'azote projeté avait un pouvoir lubrifiant sur les frottements à l'interface outil-copeau. Malheureusement, les résultats obtenus par ces différents auteurs ne concordent pas car [Hong, Ding et al., 2001] et [Kim et al., 2018] observent une diminution significative du coefficient de frottement apparent vis-à-vis du cas à sec tandis que [Birmingham et al., 2011] et [Rotella et Umbrello, 2014] n'observent pas de changement ou une légère augmentation selon les conditions de coupe, tendance qui à d'ailleurs pu être reproduite dans le cadre des essais tribologiques réalisés par [Courbon et al., 2013]. De surcroît, les essais tribologiques de [El-Tayeb et al., 2009] ne permettent pas non plus de trancher car selon les conditions utilisées ils observent une variation du coefficient de frottement comprise entre -22% et +20% par rapport au cas à sec.

Finalement, il est impossible de conclure à l'heure actuelle sur l'impact tribologique de l'utilisation de l'assistance cryogénique et s'il est certain que l'azote a bien un pouvoir refroidissant, il n'y a pas de certitudes quant à son hypothétique pouvoir lubrifiant.

1.4.2.5. Efforts de coupe

En ce qui concerne les efforts de coupe lors de l'utilisation de l'assistance cryogénique, l'état de l'art permet difficilement de donner une tendance claire. En effet, les mesures d'efforts réalisées par [Hong, Ding et al., 2001] pendant leurs essais de tournage avec outil carbure sur Ti6Al4V mettent en évidence une légère augmentation des efforts de coupe et de poussée par rapport au cas à sec. Les essais de fraisage réalisés par [Lequien, 2017] vont dans la même direction étant donné que celui-ci enregistre une augmentation des efforts de coupe, d'avance et de pénétration, le tout pour un effort résultant pouvant être jusqu'à 25% supérieur par rapport au cas avec émulsion, et d'avantage à sec. D'un autre côté, les résultats obtenus en tournage par [Dhananchezian et Pradeep Kumar, 2011], [Birmingham et al., 2011] et [Rotella et Umbrello, 2014] indiquent une diminution de l'effort de coupe pouvant aller jusqu'à 42% de moins à conditions de coup égales.

1.4.2.6. Morphologie des copeaux

[Birmingham et al., 2011] ont étudié l'influence de l'assistance cryogénique sur la morphologie des copeaux en tournage de Ti6Al4V avec outil carbure et ont conclu que l'utilisation de celle-ci avait tendance à diminuer la longueur de contact outil-copeau et par la même, le rayon de courbure du copeau. Néanmoins, ils n'ont relevé aucun changement notable du point de vue de l'épaisseur du copeau, de la distance entre les dentelures et de l'angle de cisaillement. De plus, ces travaux ne permettent pas de conclure quant à la fragmentation des copeaux car les outils utilisés étaient équipés d'un brise copeau. Néanmoins, les essais de coupe orthogonale réalisés par [Kaynak et al., 2018] sur le Ti-5553 semblent indiquer la formation de copeaux longs et donc une fragmentation difficile dans tous les cas testés, c'est-à-dire à sec, avec MQL et avec assistance cryogénique.

1.4.2.7. Intégrité de surface

Avant de débiter cette sous-partie, il semble nécessaire de préciser que dans le cas présent, le mot « surface » désignera simultanément la limite physique entre la pièce considérée et son environnement extérieur et le matériau directement sous la surface. Ainsi, à l'instar de la distinction faite dans les travaux de [Mondelin, 2012], le terme « intégrité de surface » regroupera les critères suivants :

- Aspects topologiques
 - Rugosité, ondulation, forme
 - Défauts divers (fissures, etc.)
- Aspects matériau dans la couche subsurfacique
 - Microstructure (taille de grains, phases, etc.)
 - Dureté
 - Contraintes résiduelles

Rugosité de la surface

En ce qui concerne la dureté, les résultats obtenus par les chercheurs convergent et indiquent tous une amélioration de la rugosité. En effet, [Dhananchezian et Pradeep Kumar, 2011] trouvent un Ra plus petit dans le cas du tournage avec assistance cryogénique en comparaison à l'émulsion, idem pour [Kim et al., 2018]. En outre, [Lequien, 2017] arrive aux mêmes conclusions pour la technique de fraisage. Finalement, [Rotella et al., 2014] sont les seuls à faire aussi la comparaison avec la MQL, leurs résultats sont présentés sur la Figure I.24 et donnent une fois de plus l'avantage à l'assistance cryogénique en tournage de Ti6Al4V.

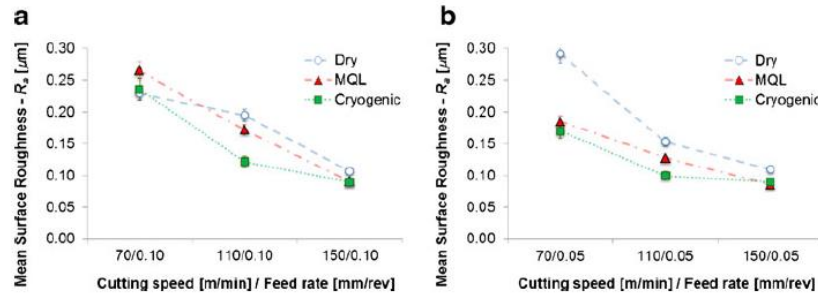


Figure I.24 : Rugosité arithmétique moyenne pour plusieurs conditions de coupe. Comparaison des cas à sec, MQL et assistance cryogénique [Rotella et al., 2014]

Transformations de phases

[Rotella et al., 2014] ont analysé l'altération des phases présentes en surface suite à une opération de tournage de Ti6Al4V, faisant la comparaison entre le cas à sec, avec MQL et avec assistance cryogénique. Ces auteurs ont conclu que dans le cas à sec, il y a une augmentation significative de la proportion de phase β présente en surface à la suite de l'usinage. Dans les cas MQL et assistance cryogénique, le phénomène est plus limité mais sans être pour autant empêché, l'efficacité de cette limitation dépendant des conditions de coupe utilisées pendant l'usinage. Les travaux menés par [Kim et al., 2018] montrent que ces altérations pourraient être stoppées à partir d'une certaine vitesse de coupe dans le cas avec assistance cryogénique, mais ne font pas la comparaison avec les cas à sec et MQL. Au final, il y a peu d'informations sur cet aspect dans la littérature et les travaux réalisés sur d'autres matériaux sont difficilement transposables, empêchant par conséquent de conclure.

Taille de grains et dureté

[Rotella et al., 2014] se sont intéressés de près aux aspects concernant l'intégrité de surface et ont notamment comparé les tailles de grains de la couche subsurface pour les cas à sec, avec MQL et avec assistance cryogénique. Dans un deuxième temps, [Rotella et Umbrello, 2014] ont essayé de reproduire les tendances observées par simulation numérique. La Figure I.25 expose une partie des résultats recueillis par [Rotella et al., 2014] et permet de constater pour l'assistance cryogénique une taille de grains 2 à 3 fois plus petits que le cas à sec et 1,5 à 2 fois plus petits que le cas avec MQL.

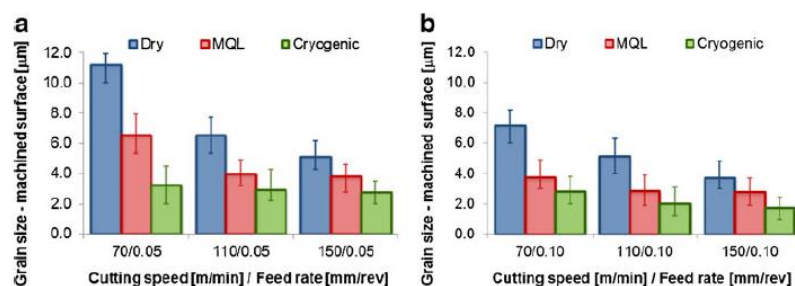


Figure I.25 : Taille de grains moyenne en surface pour plusieurs conditions de coupe. Comparaison des cas à sec, MQL et assistance cryogénique [Rotella et al., 2014]

La Figure I.26, correspondant aux duretés mesurées par [Rotella et al., 2014] donnent un avantage clair à l'assistance cryogénique sur le critère de la dureté en surface et dans la couche subsurface vis-à-vis des techniques à sec et avec MQL. En effet, la dureté constatée est deux fois supérieure dans le cas avec assistance cryogénique, ce qui est en adéquation avec les résultats présentés concernant l'affinement de la taille des grains qui est directement liée à la dureté de la surface du matériau. Par ailleurs, les travaux réalisés par [Pu et al., 2012] sur l'alliage de magnésium AZ31B et ceux de [Ambrosy et al., 2014] sur l'acier AISI 4140 arrivent aux mêmes conclusions concernant la taille des grains nettement affinée et la dureté accrue pour les surfaces usinées avec assistance cryogénique.

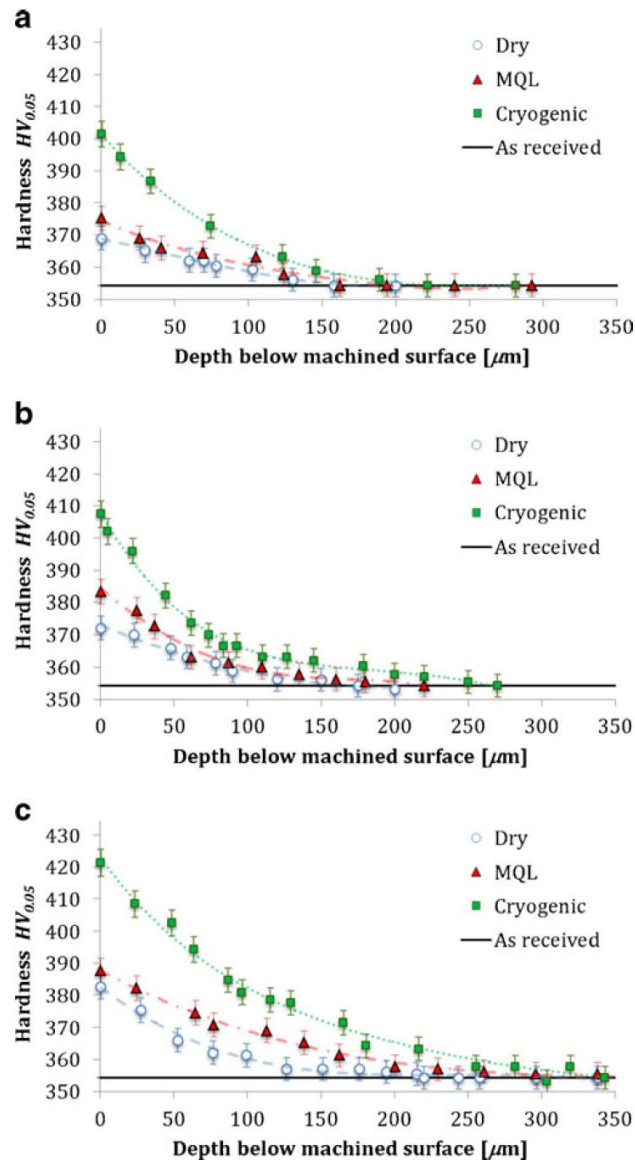


Figure I.26 : Dureté superficielle et subsurface pour plusieurs conditions de coupe. Comparaison des cas à sec, MQL et assistance cryogénique. [Rotella et al., 2014]

Contraintes résiduelles

Malgré l'importance de la question, il n'existe pas de référence sur les contraintes résiduelles induites par l'usinage avec assistance cryogénique dans le Ti6Al4V. Néanmoins, [Pu et al., 2014], [Pu et al., 2012] et [Outeiro et al., 2013] ont étudié la question sur l'alliage de magnésium AZ31B et les résultats qu'ils ont obtenu leur ont permis de conclure que l'assistance cryogénique permettait d'obtenir des contraintes résiduelles axiales et transversales de compression plus importantes qu'à sec et ce sur une profondeur plus grande. La Figure I.27 expose les résultats obtenus par [Pu et al., 2012] pour deux rayons d'acuité d'arête différents. Par ailleurs, [Pusavec et al., 2011] arrivent aux mêmes conclusions pour l'Inconel 718 et donne un avantage clair à l'assistance cryogénique vis-à-vis de la condition à sec, mais aussi en comparaison de la MQL qui faisait ici partie de l'étude. [Biček et al., 2012] confirme les tendances précédentes pour l'acier AISI 52100 mais ne compare que les conditions à sec et avec assistance cryogénique.

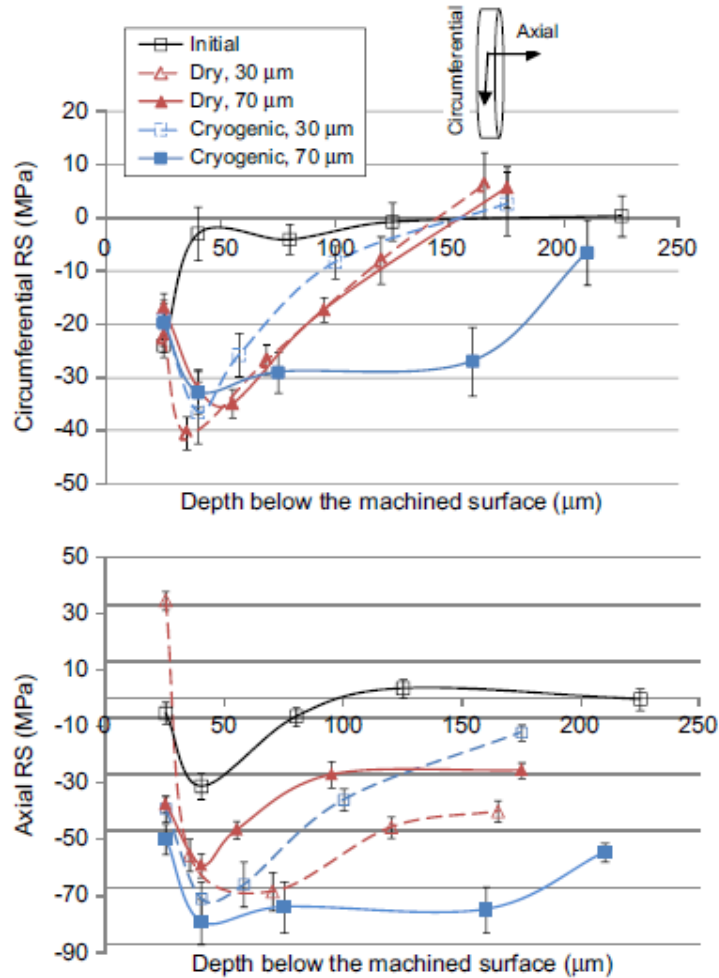


Figure I.27 : Contraintes résiduelles axiales et transversales après usinage à sec et avec assistance cryogénique, pour deux rayons d'arête différents. [Pu et al., 2012]

I.4.2.8. Synthèse et conclusions

Les résultats de la recherche bibliographique menée sur les effets de l'assistance cryogénique en usinage de Ti6Al4V montrent qu'il reste encore beaucoup de chemin à parcourir en ce qui concerne cette technologie émergente. En effet, le Tableau I.4, faisant la synthèse du contenu de l'état de l'art à ce sujet permet de constater qu'il reste encore une quantité conséquente de zones d'ombre, voire d'aspects encore non-explorés. Cela est d'autant plus vrai que les résultats récoltés concernent presque en totalité la technique de tournage, le fraisage et le perçage étant représentés de manière anecdotique uniquement.

Domaine	Sous domaine	Cohérence bibliographie	Tendances/Résultats	Références
Flux de chaleur reçus par l'outil et la pièce	Température de coupe	Convergence	L'assistance cryogénique permet une diminution significative de la température en zone de coupe.	[Hong et Ding, 2001], [Dhananchezian et Pradeep Kumar, 2011], [Kaynak et al., 2018], [Lequien, 2017]
	Coefficient d'échange convectif pièce/azote	Références insuffisantes	La bibliographie donne des ordres de grandeur	[Rotella et Umbrello, 2014], [Lequien, 2017], [Lequien et al., 2018], [Kaynak et al., 2018], [Sun et al., 2015], [Pusavec et al., 2016], [Hribersek et al., 2017], [Jawahir et al., 2016]
	Coefficient d'échange convectif outil/azote	Pas de références	/	/
Usure	Tenue des outils	Convergence	L'assistance cryogénique permet un allongement significatif de la durée de vie des outils utilisés	[Hong et Ding, 2001], [Hong, Markus et al., 2001], [Venugopal et al., 2007a], [Venugopal et al., 2007b], [Dhananchezian et Pradeep Kumar, 2011], [Bermingham et al., 2011], [Lequien, 2017]
	Phénomène de diffusion	Références insuffisantes	L'assistance cryogénique semblerait permettre la limitation du phénomène de diffusion	[Venugopal et al., 2007a]
	Phénomène d'adhésion	Références insuffisantes	L'assistance cryogénique semblerait n'avoir aucun effet sur le phénomène d'adhésion qui est aussi présent à sec et avec MQL	[Kaynak et al., 2018]
Efforts de coupe		Divergence	Il est impossible de conclure quant à l'impact de l'assistance cryogénique sur les efforts de coupe	[Hong, Ding et al., 2001], [Lequien, 2017], [Dhananchezian et Pradeep Kumar, 2011], [Bermingham et al., 2011], [Rotella et Umbrello, 2014]
Frottements		Divergence	Il est impossible de conclure quant à l'impact de l'assistance cryogénique sur le frottement entre l'outil et la pièce	[Hong, Ding et al., 2001], [Bermingham et al., 2011], [Rotella et Umbrello, 2014], [Kim et al., 2018], [Courbon et al., 2013], [El-Tayeb et al., 2009]
Morphologie copeaux		Références insuffisantes	L'assistance cryogénique semblerait ne pas améliorer la fragmentation du copeau par rapport aux cas à sec et avec MQL	[Bermingham et al., 2011], [Kaynak et al., 2018]
Intégrité de surface	Rugosité	Convergence	L'assistance cryogénique permet l'amélioration significative de la rugosité de la surface	[Dhananchezian et Pradeep Kumar, 2011], [Rotella et al., 2014], [Lequien, 2017], [Kim et al., 2018]
	Taille de grains et dureté	Convergence	L'assistance cryogénique induit un affinage de la taille des grains qui a pour conséquence une augmentation significative de la dureté en surface	[Rotella et al., 2014], [Rotella et Umbrello, 2014], [Pu et al., 2012], [Ambrosy et al., 2014]
	Transformation phases	Références insuffisantes	L'assistance cryogénique semblerait permettre de limiter les transformations de phase induites par l'usinage	[Rotella et al., 2014], [Kim et al., 2018]
	Contraintes Résiduelles	Références insuffisantes	L'assistance cryogénique semblerait favoriser l'apparition de contraintes résiduelles de compressions sur la surface usinée	[Pu et al., 2014], [Pu et al., 2012], [Outeiro et al., 2013], [Pusavec et al., 2011], [Biček et al., 2012]

Tableau I.4 : Synthèse de l'état de l'art sur l'assistance cryogénique en usinage d'alliages de titane

1.5. Questions soulevées par l'étude bibliographique – Définition des principaux axes de recherche et approfondissement de l'état de l'art

Dans les paragraphes précédents, correspondant à la décomposition des éléments constitutifs de l'étude des effets de l'assistance cryogénique sur le perçage du Ti6Al4V dans le cadre de l'empilage hybride, l'intérêt a été porté sur la technique de perçage en elle-même, les matériaux concernés (séparément et dans la configuration d'empilage) ainsi que sur l'assistance cryogénique. L'approfondissement de ces différents éléments aura permis de mettre en avant l'importance du contrôle de la température pendant le perçage du Ti6Al4V et des empilages hybrides. Par la même occasion, cette analyse de l'état de l'art aura justifié l'idée de l'utilisation de l'assistance cryogénique dans ce cas de figure.

Néanmoins, si le principe de l'assistance cryogénique est connu et exploré académiquement depuis une vingtaine d'années, un manque flagrant d'informations peut être constaté concernant les conditions expérimentales liées aux résultats présentés dans la littérature. En effet, les articles scientifiques que l'on y retrouve ne présentent généralement que très peu de détails sur les dispositifs d'acheminement de l'azote utilisés et encore moins sur l'état de l'azote servant effectivement à refroidir la zone de coupe. De plus, si l'utilité de l'assistance cryogénique semble avoir été démontrée dans le cas du tournage d'alliages de titane où l'on retrouve plusieurs articles encourageants vis-à-vis des effets obtenus, le terrain reste inexploré en ce qui concerne les bénéfices apportés pour les techniques de perçage et de fraisage.

Finalement, ce sont ces constatations qui auront permis d'établir les trois pistes d'analyse et d'optimisation dont il sera question dans cette partie. Celles-ci ont pour vocation d'essayer de combler les manques présents dans la littérature et sont en lien direct avec la problématique générale du sujet de cette thèse.

1.5.1. L'importance présumée des phases de l'azote

L'état de l'art permet de constater que même si l'azote est, en tant que vecteur du refroidissement, l'acteur principal de l'assistance cryogénique, ses propriétés ne sont que trop peu évoquées, voire même passées sous silence dans la littérature. Pourtant, la comparaison des principales propriétés physiques et thermiques de l'azote dans ses phases liquide et gazeuse permet de se douter des complexités liées à son utilisation ainsi que de l'importance de la phase dans laquelle il est délivré en zone de coupe. En voici quelques ordres de grandeur commentés :

- **Equilibre liquide – vapeur [Air Liquide]**
 $T_{\text{sat}} = -195,8 \text{ °C}$ ($p_{\text{atm}} = 1,013 \text{ bar}$)
 L'azote est donc un fluide dont l'état liquide est très instable dans des conditions de pression et de température « classiques » (air ambiant, 20°C), son stockage et son acheminement à l'état liquide nécessite des récipients et conduites extrêmement bien isolés thermiquement.
- **Equivalent gaz/liquide en volume [Air Liquide]**
 $1 \text{ L de N}_{2, \text{ liquide}} = 680,4 \text{ L de N}_{2, \text{ gaz}}$ (p_{atm} et 15°C)
 Lors de sa vaporisation, qui se fait naturellement même en cas de très bonne isolation, l'azote multiplie son volume par environ 680. Sachant qu'à priori, l'assistance cryogénique nécessite de faire passer de l'azote par le centre broche d'une machine-outil, il est probable que ce ratio ne soit pas sans importance lorsque l'ébullition se produit dans un canal de diamètre restreint.
- **Capacité thermique massique à pression constante [Pusavec et al., 2014]**
 $C_{p, \text{ liquide}} \approx 2 C_{p, \text{ gaz}}$ ($p_{\text{atm}}, T_{\text{sat}}$) [$\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$]
 Cela signifie que comparé à l'azote gazeux, il faut enlever deux fois plus d'énergie au liquide

pour abaisser sa température de 1°C. Etant donné que l'idée est justement d'enlever le plus d'énergie thermique possible à l'outil, ce ratio ne semble pas anodin.

- **Conductivité thermique [Pusavec et al., 2014]**

$$\lambda_{\text{liquide}} \approx 10 \lambda_{\text{gaz}} (\text{à } p_{\text{atm}}, T_{\text{sat}}) [\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}]$$

Cela signifie que l'azote liquide conduit 10 fois mieux la chaleur que l'azote gazeux (à ne pas confondre avec diffusivité qui caractérise la vitesse de diffusion d'un signal de température dans l'espace).

- **Chaleur latente de vaporisation [Air Liquide]**

$$\Delta H_{s,l} = 199,18 \text{ kJ.kg}^{-1} (\text{à } p_{\text{atm}})$$

Lors de la vaporisation de 1 kg d'azote liquide, 199 180 J sont absorbés de l'environnement direct du fluide. En prenant l'exemple du carbure de tungstène dont la capacité thermique massique à p_{atm} est d'environ $400 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$ à 25°C, cela voudrait dire que 1 kg d'azote liquide pourrait potentiellement faire baisser la température d'1kg de carbure de tungstène d'environ 500°C. Ainsi, il semblerait que cette propriété soit la plus importante pour justifier un potentiel de refroidissement supérieur de l'azote à l'état liquide comparé à sa forme gazeuse.

Malgré les quelques propriétés énoncées ci-dessus, le problème n'est pas aussi simple qu'il n'y paraît étant donné que de par l'utilisation que l'on compte faire de l'azote liquide, il existera une différence importante de température entre la surface à refroidir et le fluide de refroidissement lui-même. Dans ces conditions entre en jeu le phénomène dit de caléfaction (aussi appelé effet Leidenfrost) qui est un phénomène d'isolation thermique entre le liquide et la paroi dû à l'évaporation instantanée du liquide en contact. Ainsi, les transferts thermiques liquide-paroi sont dans un premier temps fortement diminués et le liquide se conserve plutôt que de s'évaporer et d'absorber par la même occasion l'énergie thermique de la paroi. Ce principe peut être illustré par l'exemple d'une goutte d'eau sur une plaque chauffante qui donnera alors l'impression de glisser ou rouler sur la surface, mettant alors plus de temps à s'évaporer. De la même manière, c'est aussi ce principe qui permet de mettre brièvement sa main dans de l'azote liquide sans risquer de brûlure par le froid.

Très récemment, des membres de la communauté scientifique ont pris conscience de ces questionnements, notamment par le biais de [Pusavec et al., 2014] de l'Université de Ljubljana en Slovénie qui a mis au point un capteur de phases.

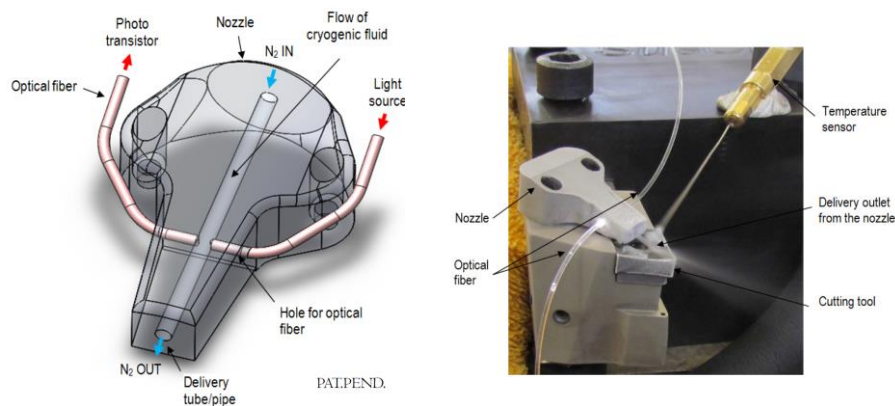


Figure I.28 : Capteur de Phases Optique Intégré à une Buse [Pusavec et al., 2014]

Celui-ci, adapté directement à l'intérieur d'une buse servant à projeter l'azote sur un outil de tournage, fonctionne selon un principe relativement simple : de la lumière, produite par LED ou laser, est transmise à travers une fibre optique, puis traverse l'écoulement de fluide pour finalement rejoindre une deuxième fibre optique connectée à un détecteur photosensible. Ainsi, les variations d'intensité lumineuse donnent des informations sur les phases en présence de par la variation des propriétés d'absorption et de réflexion sur les frontières liquide-gaz.

Ce dispositif innovant a permis à [Pusavec et al., 2014] de réaliser des essais sur tribomètre ouvert, c'est-à-dire avec régénération de matière, tout en ayant un réel indicateur de la répartition des phases du jet d'azote projeté. Ainsi, il compare (cf. Figure I.29) trois conditions d'essais dans le cas de l'Inconel 718 : essai à sec, essai avec projection d'azote gazeux et essai avec projection d'azote liquide.

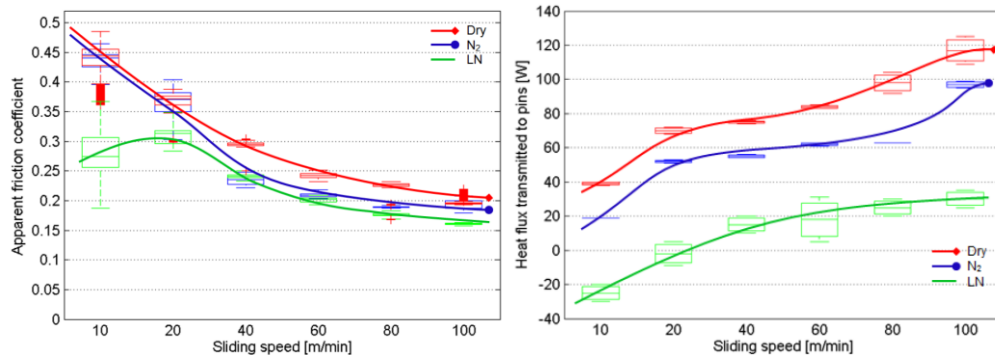


Figure I.29 : Résultats Essais Tribologiques [Pusavec et al., 2014]

Les résultats obtenus semblent confirmer les doutes émis quant à l'importance des phases de l'azote : il semblerait que dans le cas de l'inconel 718, l'azote liquide permette une diminution non-négligeable du coefficient de frottement apparent à faible vitesse de coupe mais surtout une forte diminution du flux de chaleur reçu par le pion et ce, quelle que soit la vitesse de coupe. Quant au gaz, celui-ci donne dans ce cas des résultats proches de ceux obtenus à sec. Dans un deuxième temps, [Pusavec et al., 2016] ont réalisé des essais de tournage sur Inconel 718 avec leur dispositif, permettant de confirmer les conclusions tirées à la suite de leurs essais tribologiques : la répartition des phases de l'azote est d'une importance capitale. Par la suite, d'autres chercheurs en ont pris conscience, notamment [Lequien et al., 2018] qui prennent la répartition des phases en compte dans son modèle lorsqu'il simule la projection d'azote sur une plaque de Ti6Al4V ou de carbure de tungstène pour déterminer le coefficient d'échange convectif entre le fluide et la matière.

1.5.2. Acheminement : ébullition de l'azote liquide en convection forcée

Les résultats de la recherche préliminaire sur les propriétés de l'azote dans ses phases gazeuse et liquide semblent confirmer l'importance de la maîtrise de la répartition des phases dans le cadre de l'utilisation de l'assistance cryogénique. Ainsi, cet axe de recherche, orienté vers la compréhension et l'optimisation de l'acheminement de l'azote doit être considéré comme un verrou technologique à l'étude rigoureuse des effets de l'assistance cryogénique sur le perçage des empilages hybrides. En effet, sans maîtrise de l'acheminement d'azote, il ne sera en aucun cas possible de réaliser des essais rigoureux avec l'assistance ni d'en tirer des conclusions sur son réel potentiel.

1.5.2.1. Théorie de l'ébullition en convection forcée

La première étape de l'approfondissement de cette problématique est la compréhension des phénomènes qui régissent l'ébullition d'un fluide en convection forcée. Pour cela, il est possible dans un premier temps de se référer à des ouvrages généraux sur les transferts thermiques comme par exemple celui de [Battaglia et al., 2010] qui donne les aspects théoriques de l'ébullition en convection forcée de l'eau. La Figure I.30 provenant de [Hartwig et al., 2015] résume bien les phénomènes qui se déroulent dans ce cas classique :

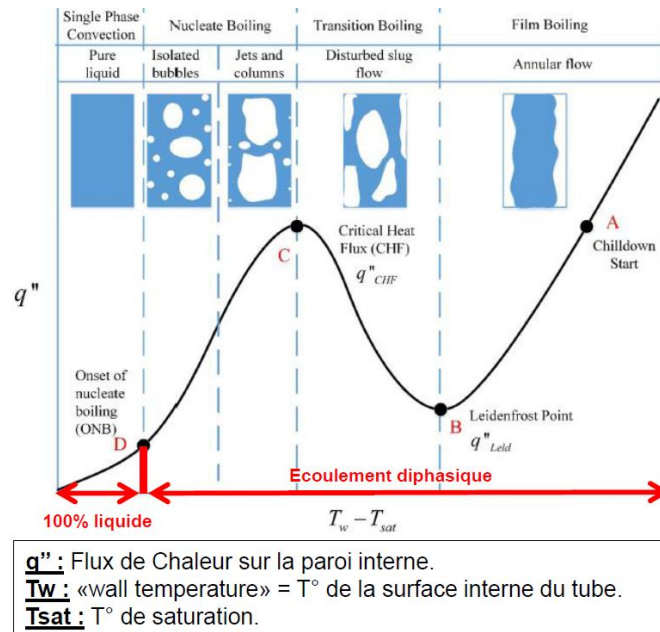


Figure I.30 : Courbe d'ébullition en convection forcée dans le cas de l'eau [Hartwig et al., 2015]

En considérant que l'on observe un point fixe de la conduite dans laquelle s'écoule le fluide et en se plaçant dans le cas d'intérêt du projet, c'est-à-dire le cas où le fluide est réchauffé par la paroi de la conduite qui le contient, le fluide va passer par plusieurs étapes d'écoulement qui sont observables et caractérisées par des variations de flux de chaleur sur la paroi interne de la conduite. Sur la courbe présentée Figure I.30 se retrouvent notamment un maximum et un minimum de flux de chaleur échangé avec la paroi : il est intéressant de noter que le minimum est aussi appelé point de Leidenfrost et correspond exactement au phénomène de caléfaction observable dans l'exemple d'une goutte d'eau sur une plaque chaude. Pour plus de clarté, le déroulement temporel de l'observation de la mise en froid d'un morceau de conduite est schématisé Figure I.31.

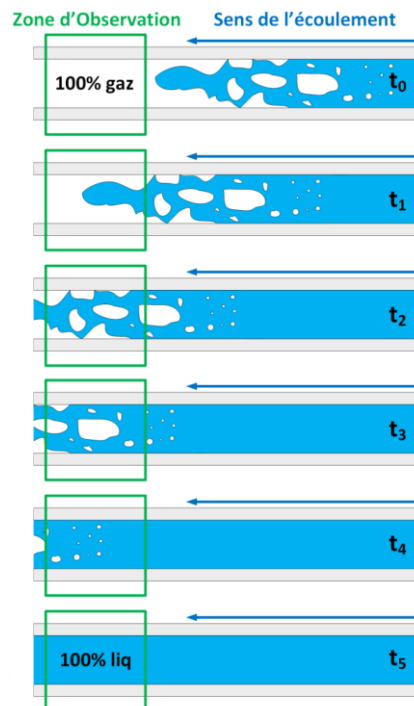


Figure I.31 : Schéma du déroulement temporel d'une mise en froid complète d'un morceau de conduite

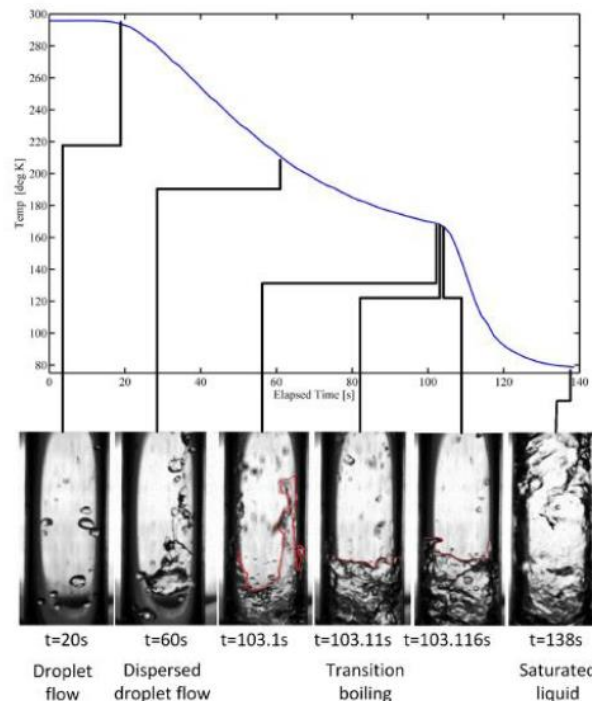
Finalement, l'intérêt de ces aspects théoriques appliqués au cas du projet de thèse serait la possibilité de caractériser le régime d'écoulement de l'azote dans les organes d'acheminement de l'azote en passant par la mesure de température à l'extérieur de ceux-ci, en régime transitoire, puis permanent. Ainsi la question à se poser est la suivante : retrouve t'on les mêmes phénomènes dans le cas de l'azote ? Est-il possible d'utiliser ces particularités de l'ébullition en convection forcée pour caractériser l'écoulement de l'azote ?

1.5.2.2. Ebullition en convection forcée de l'azote en pratique

La recherche d'articles concernant l'ébullition en convection forcée de l'azote a montré qu'un nombre conséquent de chercheurs s'étaient penchés sur la question du refroidissement de systèmes d'acheminement d'azote aussi appelé « chilldown » : c'est le régime transitoire pendant lequel la ligne de transfert du système refroidit jusqu'à ce qu'un liquide franc (100% liquide) puisse s'écouler entre deux points. Ainsi, [Hu et al., 2012], [Hu et al., 2013] et [Hartwig et al., 2015] ont mesuré la température à l'extérieur d'un tube transparent autour duquel le vide avait été réalisé et sont remontés par méthode inverse :

- à la température de la surface intérieure du tube
- au flux de chaleur entrant par la paroi intérieure du tube
- au coefficient d'échange convectif entre le fluide et la paroi intérieure du tube

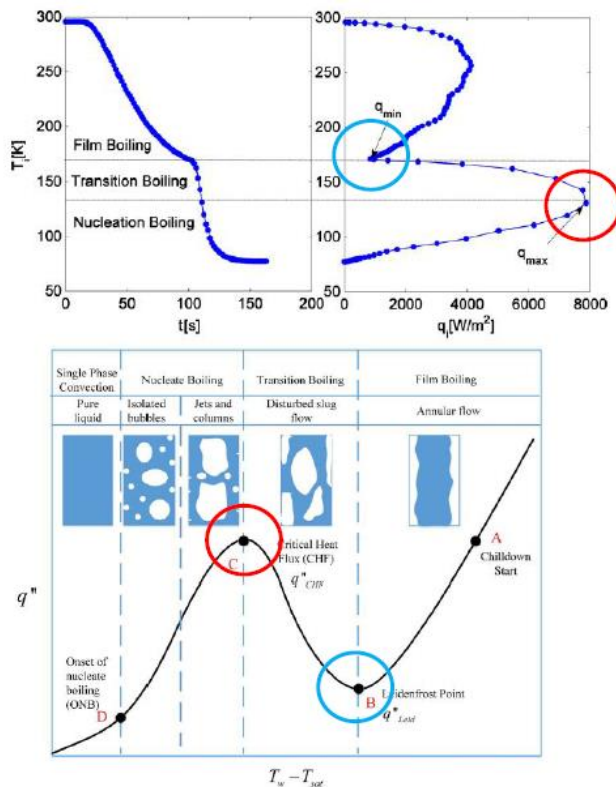
La Figure I.32 montre les résultats bruts d'une telle expérience et permet de constater que comme dans le cas de l'eau, l'écoulement passe par plusieurs étapes qui sont observables grâce à la transparence du tube.



***Figure I.32 : Etapes du refroidissement d'une conduite d'azote transparente.
Graphe de la température à l'extérieur du tube en fonction du temps écoulé. [Hartwig et al., 2015]***

Finalement, comme le montre la Figure I.33, la mise face à face des résultats pratiques et de la courbe théorique d'ébullition pour l'eau permet de confirmer qu'il existe bien dans le cas de l'azote plusieurs étapes observables et caractérisées par des variations du flux entrant par la paroi intérieure du tube et

que l'on retrouve les mêmes points caractéristiques que dans le cas de l'eau. Il est donc possible de passer par la mesure de température pour caractériser le type d'écoulement dans le cas de l'azote.



PRATIQUE
[Hu et al., 2012]

THEORIE
[Hartwig et al., 2015]

Figure I.33 : Comparaison entre l'analyse d'un refroidissement de système d'acheminement d'azote réel [Hu et al., 2012] et la théorie adaptée au cas de l'eau [Hartwig et al., 2015]

I.5.2.3. Cas particuliers de l'ébullition d'azote en convection forcée

L'approfondissement des recherches sur les sujets concernant l'ébullition d'azote dans une conduite ont permis de mettre en évidence qu'il existait des cas particuliers pour lesquels la théorie générale ne s'appliquait plus et où les mécanismes diffèrent du cas classique. En effet, [Fu et al., 2008], [Fu et al., 2010], [Qi et al., 2007a] et [Qi et al., 2007b] ont travaillé sur le cas des canaux de petits diamètres dans lesquels ils ont constaté des phénomènes cycliques et notamment une inversion périodique du sens de l'écoulement de l'azote, conséquence de l'expansion des bulles de gaz dans le conduit. Ce phénomène est illustré Figure I.34 et correspond au cas d'un canal de $\varnothing 1,46$ mm.

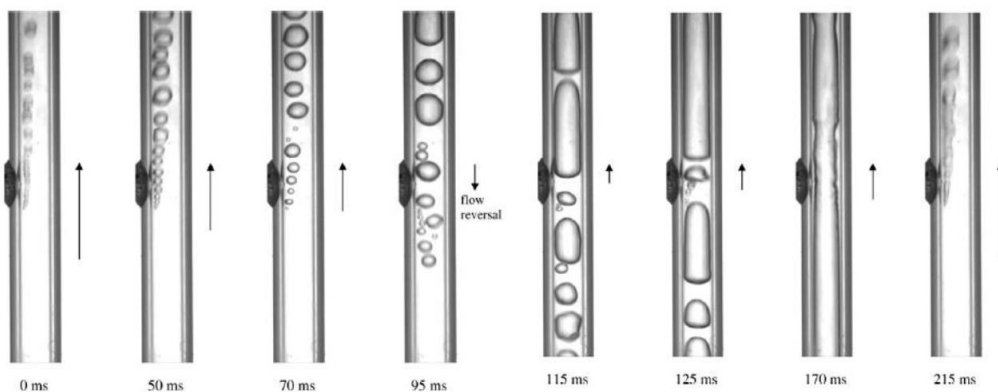


Figure I.34 : Observation de l'inversion du sens d'écoulement d'azote dans un tube de $\varnothing 1,46$ mm [Fu et al., 2010]

Ce type de constats a poussé les chercheurs impliqués dans les problématiques de transferts thermiques en convection forcée à mettre en place des classifications par taille de canaux en fonction des phénomènes qui s'y déroulent. Ainsi, la classification mise en place par [Kandlikar et Grande, 2003] se fonde sur les mécanismes mis en jeu pendant la formation et le départ des bulles de leur site de nucléation, c'est-à-dire l'endroit où elles naissent. Sachant qu'il a été montré par plusieurs auteurs que la croissance des bulles est linéaire dans le temps, la classification proposée est la suivante :

- **Micro-canal ($10 \mu\text{m} < \varnothing < 200 \mu\text{m}$)**
Le canal contraint la bulle avant même son départ du site de nucléation.
- **Mini-canal ($200 \mu\text{m} < \varnothing < 3 \text{ mm}$)**
Le canal contraint la bulle après son départ du site de nucléation.
- **Macro-canal ou canal conventionnel ($\varnothing > 3 \text{ mm}$)**
Le canal ne contraint pas la bulle.

La naissance d'une bulle, son départ ainsi que sa croissance linéaire dans le temps sont illustrés à la Figure I.35 correspondant à des observations réalisées dans un tube transparent de type mini-canal où les bulles se retrouvent contraintes après leur départ du site de nucléation. De plus, les mesures de dimension de bulle qui sont associées aux observations réalisées permettent de confirmer la linéarité de leur croissance et d'identifier le moment où la bulle se retrouve contrainte.

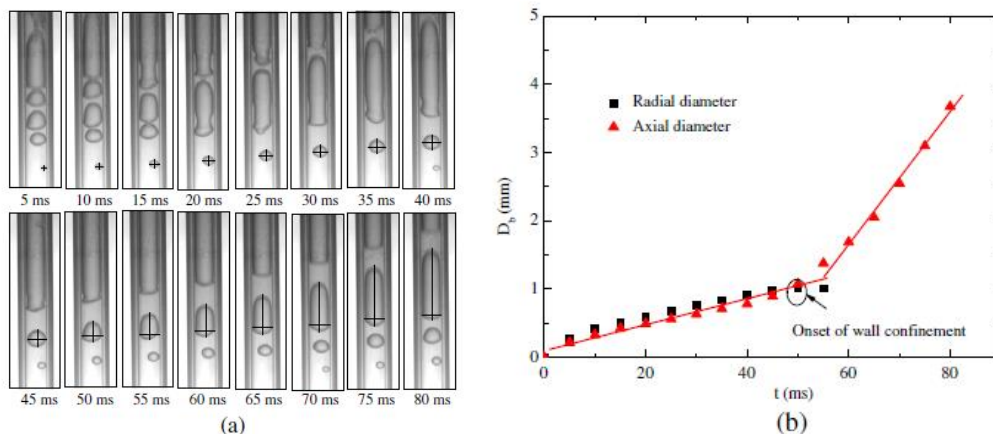


Figure I.35 : Observation et mesures dimensionnelles d'une bulle pendant sa formation, sa croissance et son départ [Fu et al., 2010]

Les instabilités constatées ne sont pas sans conséquences, car comme le montre la Figure I.36 qui schématise le dispositif expérimental utilisé par [Qi et al., 2007a] et les résultats correspondants à l'étude des instabilités réalisées. En effet, les mesures de température et de pression à proximité d'un site de nucléation permettent d'illustrer deux faits qui ont été prouvés à plusieurs reprises dans la littérature :

- La formation des bulles est périodique en régime permanent.
- Le pouvoir refroidissant apporté par le changement de phase liquide/gaz est significatif.

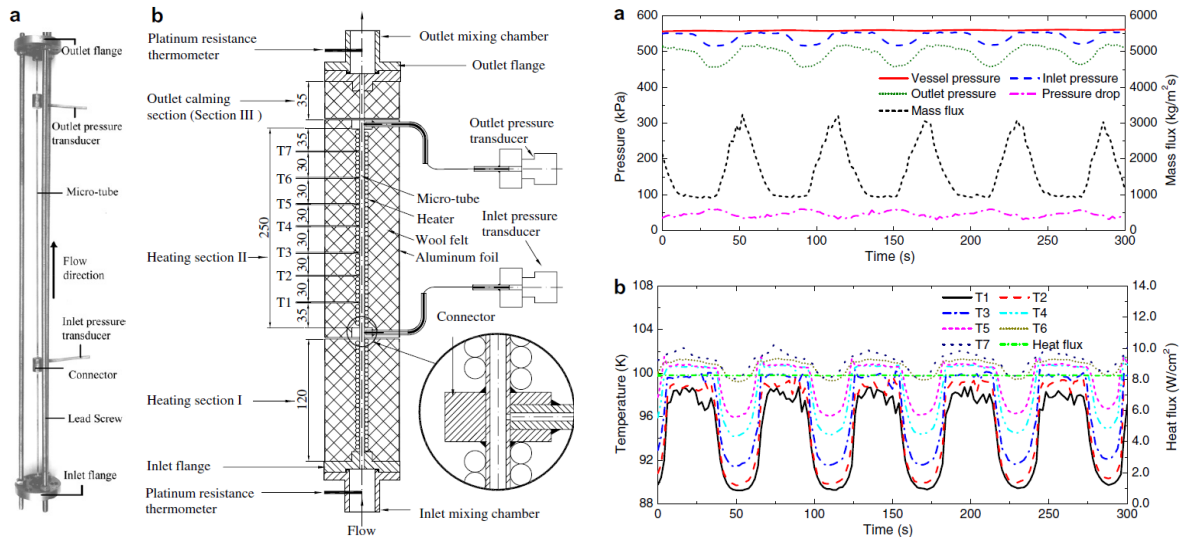


Figure 1.36 : Dispositif expérimental et résultats de l'étude des instabilités en convection forcée d'azote en mini-tube [Qi et al., 2007a]

1.5.2.4. Conclusions

Les recherches approfondies sur la problématique de l'ébullition de l'azote en convection forcée ont permis de confirmer les doutes émis quant à la complexité du verrou technologique de l'acheminement de l'azote dans le cadre de l'assistance cryogénique. En effet, les travaux mentionnés montrent bien qu'il n'est pas si simple de faire passer de l'azote liquide d'un point A à un point B sans qu'il ne se produise différents phénomènes qu'il va falloir réussir à maîtriser pour obtenir du liquide en bout d'outil. C'est pour cette raison que [Tahri et al., 2017] ont réalisé une étude sur l'acheminement de l'azote dans le cadre de l'assistance cryogénique, tentant de simuler les changements de phase à l'intérieur de conduites afin d'utiliser les tendances constatées pour concevoir des outils de fraisage spécialement adaptés à l'utilisation de l'assistance.

Quoi qu'il en soit, le parallèle entre les résultats de la littérature qui ont été soulignés et la mise en pratique de l'assistance cryogénique permet de comprendre qu'il faudra faire face à plusieurs cas d'ébullition en convection forcée. Par exemple, les canaux de lubrification étant de petit diamètre, il faudra considérer que le cas qui s'applique est celui des mini-canaux. Par contre, pour les flexibles cryogéniques, de plus gros diamètre, il faudra se placer dans le cas des canaux conventionnels ou macro-canaux.

Finalement, les prises de conscience qui ont été déclenchées par ce travail approfondi de recherche bibliographique ont été utilisées lors de toute la partie développement des installations cryogéniques utilisées au cours de ce projet de thèse. En effet, sans pour autant avoir réalisé une étude poussée sur le sujet qui d'ailleurs pourrait, en soi, constituer une ou plusieurs thèses, les problématiques soulevées ont notamment permis de déboucher sur :

- Le dispositif d'usinage cryogénique utilisé pour les essais chez AIRBUS, né de la collaboration avec AIR LIQUIDE, MECACHROME et AIRBUS.
- Le dispositif d'usinage cryogénique utilisé au LaBoMaP de Cluny, conçu, fabriqué et installé en interne.
- Un foret spécial prenant en compte les difficultés d'acheminement de l'azote liquide, conçu en collaboration avec ISCAR. (cf. Annexe 2)

1.5.3. Projection : position et forme des canaux de lubrification

Dans le chapitre concernant l'assistance cryogénique, il a été constaté que quasiment tous les travaux de recherche sur ses effets avaient été menés sur l'opération de tournage, mettant en évidence le manque d'études sur ses effets pour les opérations de perçage. Néanmoins, l'état de l'art n'est pas sans informations intéressantes et notamment du point de vue de l'optimisation de l'application du jet d'azote. En effet, [Hong, Ding et al., 2001] et [Hong, Markus et al., 2001] avaient testé plusieurs configurations de la position de la buse de projection afin d'optimiser l'efficacité de l'assistance cryogénique.

Ainsi, la question qui se pose est la suivante : comment faire le parallèle entre la position de la buse en tournage et le cas du perçage ? Il semblerait que l'optimisation de la position et de la forme des canaux de lubrification des forets, utilisés pour projeter le lubrifiant en zone de coupe dans les cas classiques, soit la bonne piste.

1.5.3.1. Exemples de canaux de lubrification optimisés

L'analyse et l'optimisation de la position et de la forme des canaux de lubrification n'est pas l'axe de recherche qui a été privilégié dans le projet de thèse pour la bonne et simple raison qu'avant d'améliorer les effets de l'assistance cryogénique sur le perçage de quelconque matériau, il faudrait être capable de maîtriser l'apport d'azote liquide et connaître les effets non-optimisés de l'assistance.

Néanmoins, il existe des exemples dignes d'intérêt du côté des catalogues de fabricants d'outils et notamment chez Mitsubishi comme par exemple le foret MNS, présenté Figure I.37 et destiné à la coupe d'alliages d'aluminium, ou le foret MMS, présenté Figure I.38 et destiné à la coupe d'aciers inoxydables.

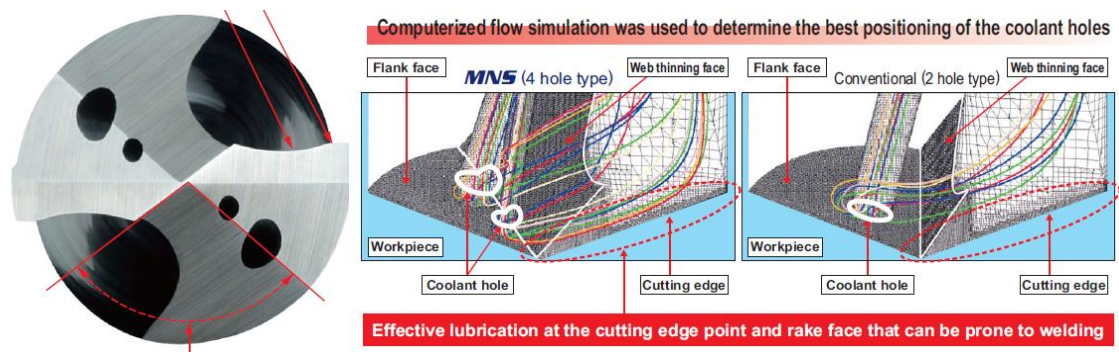


Figure I.37 : Foret MNS [Mitsubishi]

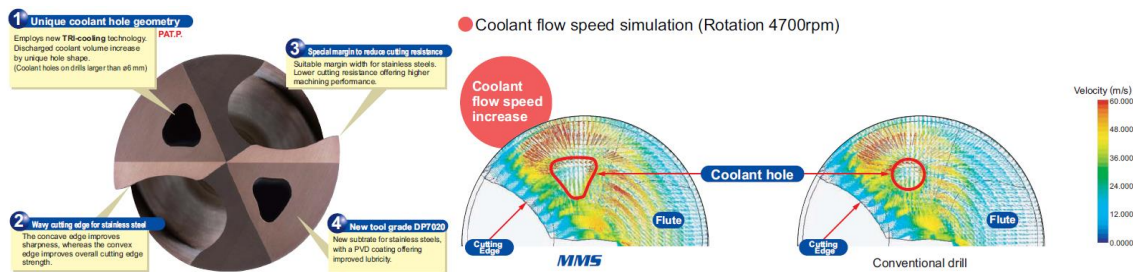


Figure I.38 : Foret MMS [Mitsubishi]

Dans le premier exemple, l'ajout de canaux plus proches de la pointe permettrait d'emmener du lubrifiant au plus près de l'arête de coupe, ce qui ne serait pas le cas avec des canaux plus conventionnels. Dans le deuxième exemple, la forme trilobée des canaux permettrait de mieux canaliser l'écoulement et d'en augmenter la vitesse. Ainsi, même si il n'y a aucune information sur les

hypothèses et méthodes utilisées pour les simulations associées aux présentations de ces forets spéciaux et qu'on peut donc douter des résultats présentés, l'idée reste intéressante et confirme l'intérêt qui peut résider dans l'analyse et l'optimisation de la position et de la forme des canaux de lubrification. Finalement, ce sont ces considérations qui auront permis de déboucher sur la conception d'un outil spécial assistance cryogénique avec ISCAR, conçu afin de permettre l'étude de l'impact de cet aspect projection d'azote sur la coupe du Ti6Al4V. (cf. Annexe 2)

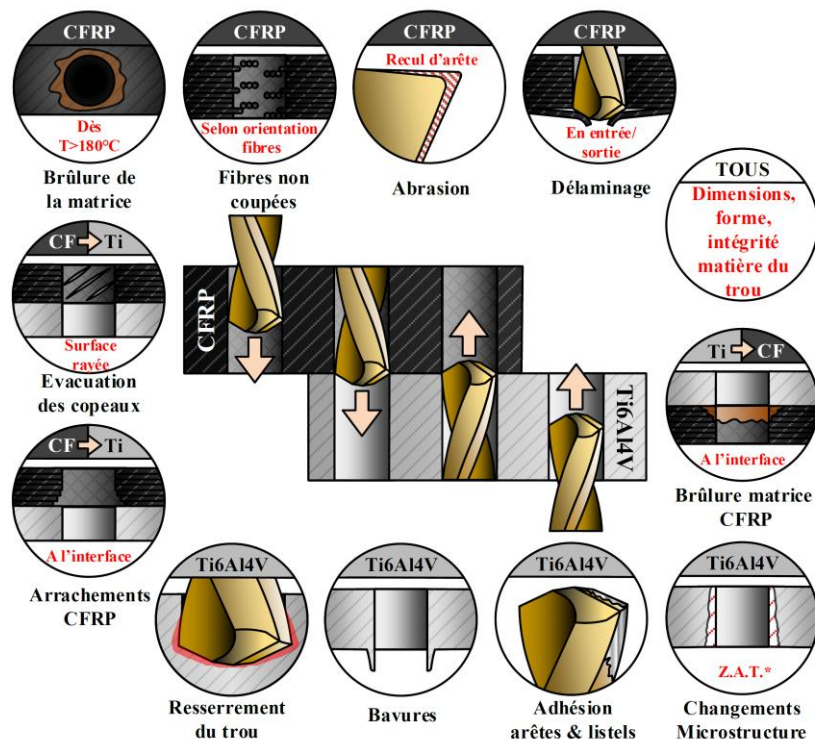
1.5.4. Usinage : effets de l'assistance cryogénique sur le perçage de Ti6Al4V

Le dernier axe de recherche est l'objet même du projet de thèse, c'est-à-dire l'étude de l'apport de l'assistance cryogénique pendant l'opération de perçage du Ti6Al4V. L'idée n'est pas simplement de savoir si oui ou non l'assistance permet d'allonger la durée de vie des outils, mais plutôt de comprendre précisément les effets du refroidissement par l'azote sur les phénomènes de coupe qui rendent le perçage de l'empilage difficile pour au final en optimiser l'efficacité.

1.5.4.1. Cadrage de l'étude des effets de l'assistance cryogénique sur le perçage des empilages

La première étape pour bien cadrer l'étude est de se référer à ce qui est connu concernant le perçage des empilages Ti6Al4V/CFRP. Pour cela, la Figure I.39, qui fait la synthèse des problématiques qui ont été identifiées dans la littérature sur le sujet permet de faire les constats suivants :

- Les problématiques concernant le perçage d'alliages de titane seuls sont toutes liées à la forte génération de chaleur qui est directement due aux propriétés du matériau.
- Les problématiques liées à l'interaction des matériaux de l'empilage semblent avant tout être dues à la partie alliage de titane, notamment en ce qui concerne l'endommagement de la surface du trou dans la partie composite.



* Z.A.T. : Zone Affectée Thermiquement

Figure I.39 : Synthèse des problématiques identifiées sur le perçage d'empilages

Ces deux constats sont les principales raisons poussant à étudier l'intérêt de l'assistance cryogénique dans le perçage d'empilage : contrer la forte génération de chaleur que l'on impute à la coupe du Ti6Al4V par l'utilisation d'un fluide à fort pouvoir refroidissant. Or [Bonnet, 2010] a justement su mettre en évidence le rôle majeur du resserrement du trou sur les listels dans l'élévation de température mais ne l'a pas étudié en détail dans son projet de thèse. Finalement, le resserrement du trou semblant être la raison des difficultés rencontrées dans les alliages de titane et, par extension, dans les empilages hybrides Ti6Al4V/CFRP, il a été décidé d'orienter l'étude dans cette direction qui reste à l'heure actuelle très peu explorée.

Ainsi, le chapitre suivant, intitulé « Etudes préliminaires », expose la démarche entreprise dans le but de découvrir les effets que peuvent avoir l'assistance cryogénique sur le perçage du Ti6Al4V de manière générale, mais aussi sur le resserrement du trou afin d'en justifier l'étude approfondie, ce phénomène constituant le fil rouge de ce mémoire de thèse.

Chapitre II

Etudes préliminaires

II.1. Introduction

Comme souligné dans l'étude bibliographique, l'état de l'art ne comporte quasiment pas de références en ce qui concerne le perçage de Ti6Al4V avec assistance cryogénique. Par conséquent, il apparaissait nécessaire de réaliser en premier lieu des études préliminaires afin de récolter des résultats concernant les effets de cette assistance sur le perçage. D'autre part, étant donné que le phénomène de resserrement du trou pendant et après l'opération avait été ciblé à l'issue de l'étude bibliographique, ces études préliminaires se devaient de permettre de justifier ce choix par la confirmation de l'importance du phénomène.

Ainsi, ce chapitre fait état des différentes actions qui ont été menées en adéquation avec les objectifs présentés ci-dessus. Sont notamment présentés :

- Les mesures réalisées sur les outils ISCAR utilisés pendant l'étude
- Les essais préliminaires de comparaison entre le perçage à sec et sous assistance cryogénique.
- Les essais d'usure comparant les potentiels en durée de vie et productivité pour les techniques de perçage à sec et avec assistance cryogénique.

II.2. Moyens de mesure et procédures utilisées

II.2.1. Moyens de mesure utilisés et procédures associées

Cette partie a pour objectif de décrire succinctement les moyens utilisés dans le cadre des essais présentés dans ce chapitre. En outre, certains protocoles de mesure et méthodes de traitement des données seront explicités dans cette partie.

II.2.1.1. Mesures hors usinage

Mesure des outils : Alicona InfiniteFocus Real 3D

Le moyen de mesure utilisé pour scanner la géométrie des outils est un Alicona InfiniteFocus Real 3D (cf. Figure II.1). L'InfiniteFocus est une machine à mesurer tridimensionnelle optique pour la mesure de forme et de rugosité. Les mesures peuvent atteindre une résolution verticale allant jusqu'à 10 nm. L'utilisateur bénéficie sur un même instrument des avantages d'une machine à mesurer tridimensionnelle ainsi que de ceux d'un instrument de mesure d'états de surface.

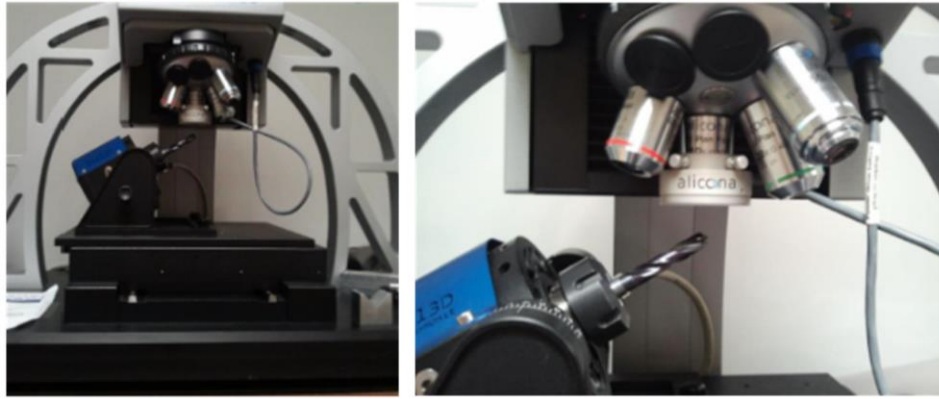


Figure II.1 : Alicona InfiniteFocus Real 3D

L'InfiniteFocus utilise le principe de variation focale. Cette méthode optique fournit une densité de points de plus de 100 millions de points de mesure ce qui permet des mesures de forme et de rugosité même sur des zones et des volumes de mesure de grande dimension. Le principe de la variation focale, en tant que méthode de mesure matricielle, est inclus dans la norme EN ISO 25178 la plus récente.

L'InfiniteFocus Real3D est un système de mesure de coordonnées 3D pour la mesure de forme complète d'arêtes de coupe. La forme, le contour et la rugosité sont mesurées avec une haute résolution et sous tous les angles. Ainsi, la mesure à 360° de forets, fraises et tarauds est réalisée par le biais du système standard InfiniteFocus équipé de l'unité de rotation Real3D.

Mesures sur les trous réalisés : système de mesure sans contact Sentronics i-Dex-tf

Une fois les essais de perçage réalisés, les mesures visant à déterminer les dimensions et forme finales des trous, ainsi que les rugosités arithmétique R_a et totale R_t , sont réalisées sur le système de mesure sans contact Sentronics i-Dex-tf qui est disponible sur le site d'Airbus.

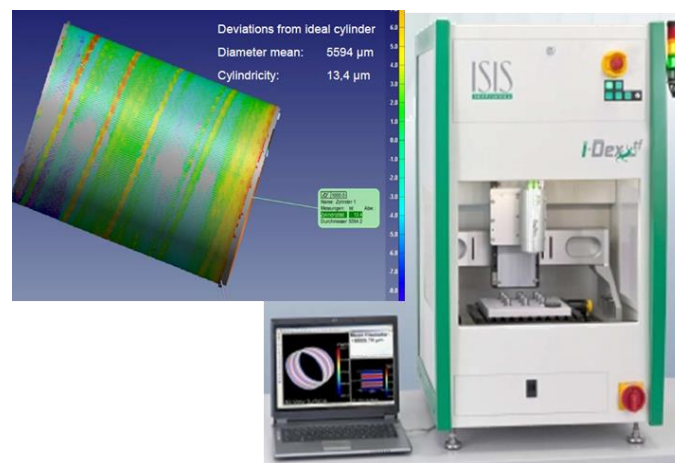


Figure II.2 : Système de mesure de trous sans contact Sentronics i-Dex-tf

Dans le cadre de ces essais préliminaires, les mesures classiquement exploitées sont explicitées sur la Figure II.3 et concernent les points suivants :

- **La forme du trou (qualitatif)**

Dans le but d'avoir une idée de la forme du trou mesuré, 15 diamètres sont mesurés sur la hauteur de l'éprouvette, selon la méthode des moindres carrés. Ces mesures permettent ensuite de reconstituer la morphologie générale du trou réalisé.

- **Les dimensions générales du trou (quantitatif)**

Afin de quantifier les constatations faites sur la forme du trou, des mesures dont la trajectoire est hélicoïdale avec un pas de 0,02 mm sont réalisées. Cette mesure permet de quantifier le diamètre du cylindre inscrit $\varnothing_{ins}$, correspondant au diamètre maximum de pièce cylindrique pouvant entrer dans le trou réalisé. En outre, cette mesure permet de déterminer la cylindricité du trou qui donne une indication chiffrée sur l'écart de forme.

- **La topologie de la surface du trou (quantitatif)**

Le dernier type de mesures réalisées concerne l'état de surface et plus particulièrement la topologie des trous réalisés par la détermination des rugosités arithmétiques et totales, respectivement Ra et Rt , en entrée, milieu et sortie du trou percé.

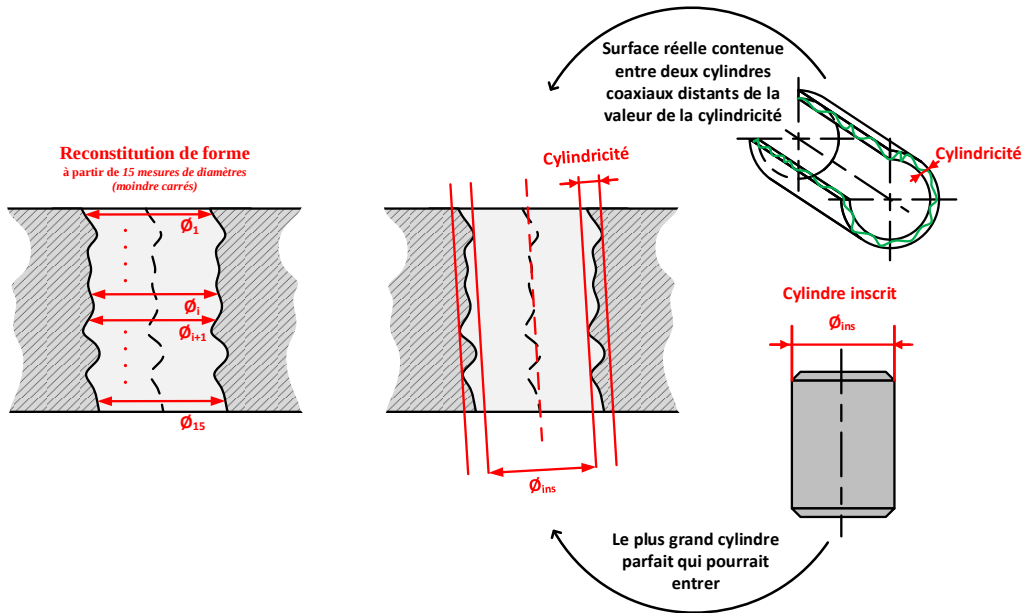


Figure II.3 : Mesures réalisées sur les trous percés

Remarque

Les tolérances appliquées au diamètre dans le cas industriel d'Airbus pour les applications d'assemblage d'empilages hybrides sont telles que $19,995 \text{ mm} < \varnothing_{\text{trou}} < 12,05 \text{ mm}$. Cependant comme aucun des cas étudiés sont comparables au cas industriel où les trous sont réalisés avec MQL et assistance vibratoire simultanément, la comparaison avec ces dimensions ne sera pas réalisée dans le cadre de ce mémoire.

II.2.1.2. Mesures pendant l'usinage

Mesures d'effort axial F_z et de couple M_z : Platine KISTLER type 9255B

Etant donné l'impossibilité d'utiliser un dynamomètre rotatif lors d'essais d'usinage avec assistance cryogénique il a fallu trouver un autre moyen d'obtenir la mesure du couple de perçage M_z . Au vu du matériel disponible, l'idée a été la suivante : utiliser les efforts acquis par le biais d'une platine d'efforts fixe pour calculer le couple M_z appliqué par le foret pendant l'usinage. Ainsi, la platine dynamométrique utilisée dans le cadre des essais de ce chapitre est une KISTLER type 9255B.

Comme l'illustre la Figure II.4, le calcul du couple est possible grâce à la manière dont sont disposés les capteurs piézoélectriques sur la platine : il y en a 4 en tout, placés à chaque coin de la platine et mesurant chacun les efforts perçus selon les axes x , y et z . Dans les faits, les signaux qui peuvent être communiqués par la platine correspondent à F_{x1+2} , F_{x3+4} , F_{y2+3} , F_{y1+4} , F_{z1} , F_{z2} , F_{z3} et F_{z4} .

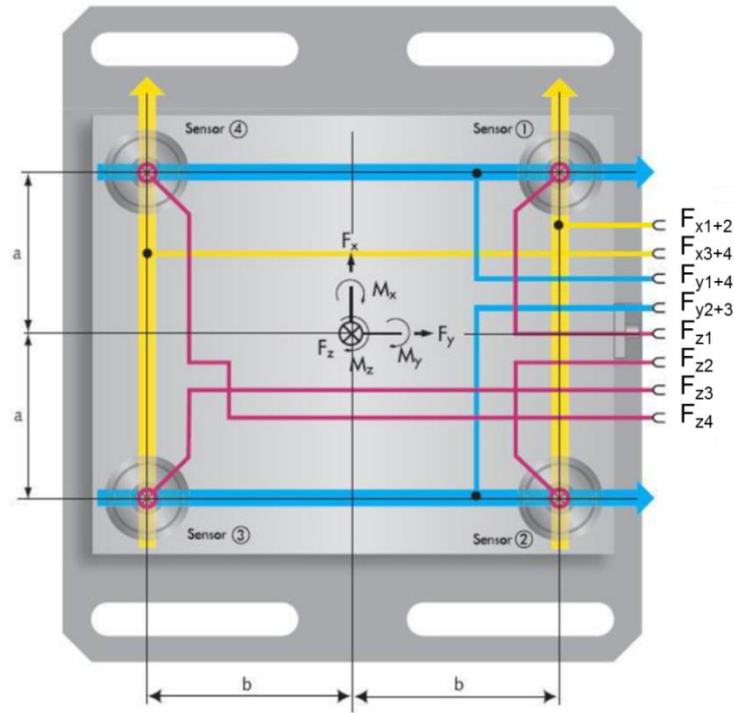


Figure II.4 : Platine d'efforts fixe et répartition des capteurs piézoélectriques [KISTLER]

Ainsi, à condition de connaître les coordonnées du trou percé (x_M , y_M) par rapport au centre de la platine (0,0), le couple M_z se calcule de la manière suivante :

$$M_z = k_{M_z} (-F_{x1+2} |b - y_M| + F_{x3+4} |b + y_M| + F_{y1+4} |a + x_M| - F_{y2+3} |a - x_M|) \quad (eq. II.1)$$

Où k_{M_z} est un coefficient permettant de calibrer la valeur du couple obtenu par le calcul comparativement au couple que l'on obtiendrait avec le dynamomètre rotatif. Ce coefficient a été calibré en perçant des trous à sec tout en mesurant F_z et M_z par le biais de la platine fixe ainsi qu'un capteur rotatif KISTLER type 9123C simultanément.

Pour précisions, il est à noter que dans le cadre des essais présentés dans ce chapitre, les signaux de F_x , F_y et F_z ont été acquis à une fréquence de 5 kHz, sans filtrage pendant l'acquisition. Les gains utilisés étaient de 100 N/V pour les composantes de F_x et F_y et de 400 N/V pour celles de F_z , menant respectivement à des résolutions de 0,031 N et de 0,12 N. En ce qui concerne le traitement des signaux, celui-ci a été réalisé directement sur F_z et M_z qui ont été filtrés à l'aide d'un filtre Butterworth d'ordre 5 pour lequel la fréquence de coupure a été adaptée en fonction de la fréquence de rotation de l'outil.

La Figure II.5 est un exemple de signal de couple M_z en fonction de la profondeur percée Z pour un perçage à sec dans une plaque de Ti6Al4V épaisse de 25,5 mm. Elle permet d'illustrer la manière dont ont été exploités les résultats qui seront présentés dans cette section. En l'occurrence, pour chaque trou percé, 7 profondeurs caractéristiques seront repérées grâce aux informations provenant des mesures géométriques réalisées sur les inserts utilisés et présentées ultérieurement dans la section II.2.2 :

- **$Z_0 = 0$ mm**
Le moment où la pointe du foret commence à entrer dans la matière.
- **$Z_1 = 1,84$ mm**
Le moment où les arêtes sont entièrement rentrées dans la matière et que les listels commencent à y rentrer.

- **$Z_2 = 6,96 \text{ mm}$**
Le moment où les listels de l'insert sont entièrement entrés dans la matière.
- **$Z_3 = 25,5 \text{ mm}$**
Le moment où la pointe du foret commence à sortir de la matière.
- **$Z_4 = 27,34 \text{ mm}$**
Le moment où les arêtes sont entièrement sorties et que les listels de l'insert commencent à sortir.
- **$Z_5 = 32,46 \text{ mm}$**
Le moment où les listels de l'insert sont entièrement sortis.
- **$Z_6 = 35 \text{ mm}$**
Le moment où le foret a atteint sa profondeur programmée et remonte en avance rapide.

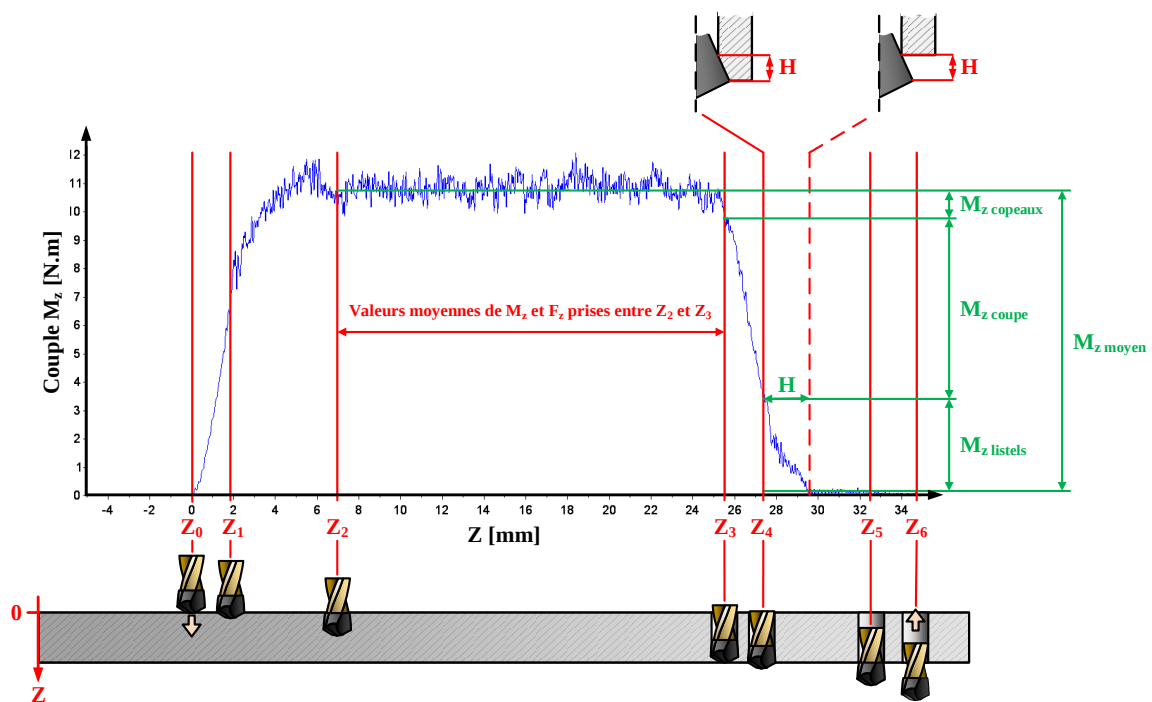


Figure II.5 : Exemple de signal de M_z en fonction de la profondeur percée Z - pour un perçage à sec dans une plaque de Ti6Al4V épaisse de 25,5 mm

A partir de ces repérages, plusieurs résultats pourront être tirés de ces signaux :

- Des calculs de moyennes pour l'effort axial F_z et le couple M_z , réalisés entre Z_2 et Z_3 , ce qui correspond à la période de temps pendant laquelle le foret est dit « en pleine matière », autrement dit pendant que l'intégralité des arêtes et des listels de l'outil sont en train d'usiner.
- La décomposition du couple moyen $M_{z \text{ moyen}}$ en fonction des contributions dues aux arêtes, listels et évacuation des copeaux, respectivement $M_{z \text{ arêtes}}$, $M_{z \text{ listels}}$ et $M_{z \text{ copeaux}}$. En effet, tel que décrit sur la Figure II.5, ces données sont extraites en s'intéressant au signal de M_z pendant la sortie du foret, ce qui permet de décorréler ces différentes contributions.
- Le calcul de la hauteur de contact H de par sa manifestation au travers du couple M_z lorsque les listels ressortent de la matière, autrement dit lorsque le resserrement du trou sur les listels

est la seule cause restante d'efforts sur l'outil. Il est à noter que la détermination de H , qui s'appuie sur des paramètres purement géométriques, est affectée par plusieurs sources d'imprécision telles que l'intervalle de tolérance sur l'épaisseur de la plaque, la formation de bavures qui n'est pas prise en compte par la méthode et les imprécisions sur la détermination de la profondeur percée.

II.2.2. Mesures préliminaires réalisées sur les outils de coupe

Dans le cadre des essais préliminaires présentés dans ce chapitre, les trous ont été percés à l'aide d'outils ISCAR composés d'un corps d'outil en acier SUMOCHAM (référence DCN 120-060-16-5D) et de plusieurs inserts interchangeables en carbure de tungstène (référence ICM 120 IC908) de diamètre 12 mm. La Figure II.6 montre cet outil avec insert monté et démonté afin que le lecteur puisse se représenter ce dont il s'agit.



Figure II.6 : Corps d'outil et insert ISCAR, monté et démonté

Cette section a pour objectif la détermination des caractéristiques géométriques qui servent notamment à la détermination de certaines grandeurs comme les profondeurs de coupe caractéristiques présentées dans la section II.2.1.2, mais servent aussi pour d'autres analyses qui seront présentées au fil de ce mémoire.

II.2.2.1. Diamètres, angles de pointe et hauteurs caractéristiques

L'exploitation des données résultantes d'essais de perçage nécessite la connaissance d'un certain nombre de paramètres géométriques et notamment ceux concernant l'insert utilisé pour l'opération. Ainsi, le système Alicona InfiniteFocus Real3D a été utilisé pour scanner la géométrie 3D des outils de coupe et des mesures ont été réalisées à posteriori sur le logiciel accompagnant le système de mesures. La Figure II.7 montre le résultat d'un des scans réalisés. L'Annexe 3 donne quelques détails sur les mesures réalisées et leur traitement avec le logiciel dédié au dispositif de mesure.

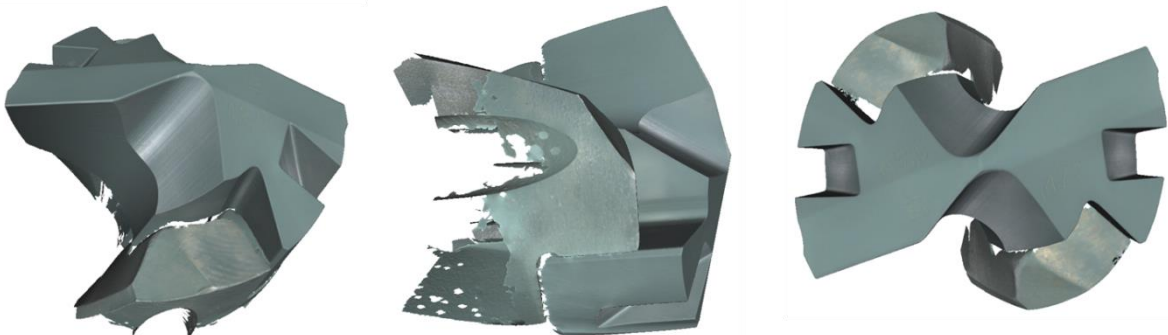


Figure II.7 : Scan 3D de l'insert en place sur son corps d'outil

Finalement, après avoir réalisé ces mesures sur 6 inserts différents, les valeurs moyennes retenues sont celles du Tableau II.1.

Hauteur bec-pointe	1,84 mm
Hauteur insert	6,96 mm
Diamètre insert	12 mm
Diamètre transition central/principal	5,4 mm
Angle de pointe arête centrale	154,2 °
Angle de pointe arête principale	142,7 °

Tableau II.1 : Valeurs moyennes retenues pour les mesures géométriques des inserts de coupe ISCAR

II.2.2.2. Conicité arrière

Dans le cadre du perçage de Ti6Al4V, la conicité arrière du foret est un paramètre géométrique qu'il est important de connaître. En effet, comme le montre la Figure II.8, le resserrement diamétral et la hauteur de contact paroi-listels sont directement liés par la conicité arrière du foret.

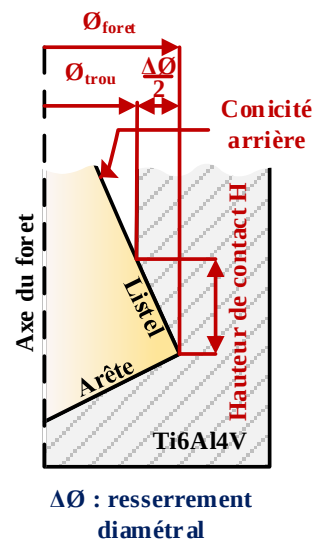


Figure II.8 : Resserrement diamétral, hauteur de contact listel-paroi et conicité arrière

Comme l'indique la Figure II.9, ISCAR donne une valeur nominale de la conicité arrière de 0,3° avec une tolérance de $\pm 0,1^\circ$ pour les inserts utilisés. Cela correspond à une conicité arrière de $1,05\% \pm 0,35\%$ au diamètre.

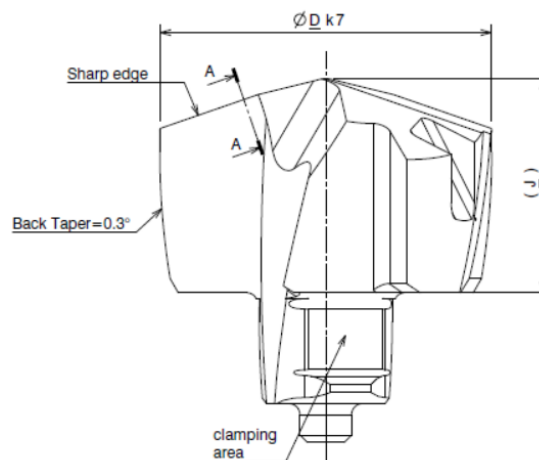


Figure II.9 : Plan de l'insert ISCAR ICM 120 IC908

Dans le but de vérifier cette spécification, 6 inserts d'un même lot ont été scannés à l'aide du système Alicona InfiniteFocus Real3D puis les fichiers de points ont été importés sur le logiciel CATIA afin de mesurer la conicité arrière du foret. Les valeurs mesurées étaient comprises entre 0,7 % et 0,9 % de conicité arrière au diamètre pour une moyenne de 0,82 %, ce qui équivaut à 0,23° de conicité moyenne et est en accord avec les spécifications annoncées par ISCAR.

II.2.2.3. Reconstitution complète de l'arête et des listels (macro CATIA)

Afin de connaître la position des points des arêtes et des listels, un modèle CAO de l'insert, fourni par ISCAR, a été utilisé. Comme l'illustre la Figure II.10, la première étape a été de reconstruire les arêtes et les listels à partir du fichier CAO.

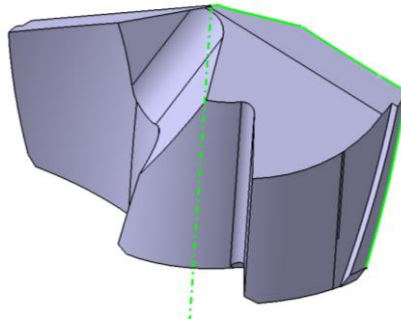


Figure II.10 : Reconstitution des arêtes et des listels sur CATIA

Une fois l'arête et les listels reconstitués, une macro CATIA a été développée pour déplacer automatiquement un point sur l'axe du foret (axe Z), mesurer les coordonnées polaires du point correspondant à cette altitude sur l'arête ou le listel et écrire les résultats dans un fichier. Ces informations permettent de reconstituer l'arête et les listels dans l'espace. Un exemple de mesure de R et θ à Z=-3 mm de la pointe est donné sur la Figure II.11 ci-dessous.

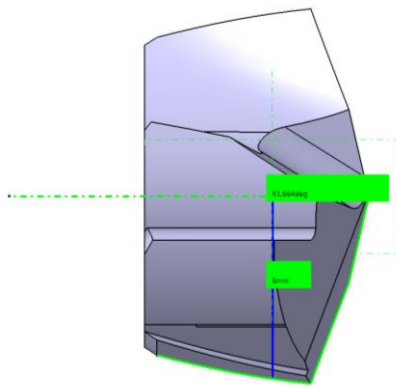


Figure II.11 : Mesure des coordonnées polaires d'un point sur le listel

II.3. Essais de détermination des effets de l'assistance cryogénique

II.3.1. Dispositif expérimental et objectifs

Les essais de perçage ont été réalisés sur une machine-outil à commande numérique 3 axes HURON KX10. Les trous ont été percés à l'aide d'outils ISCAR composés d'un corps d'outil en acier SUMOCHAM (référence DCN 120-060-16-5D) et de plusieurs inserts interchangeables en carbure de tungstène (référence ICM 120 IC908) de diamètre 12 mm et dont les caractéristiques géométriques ont été explicitées dans la section II.2.2.

Les éprouvettes percées étaient des plaques de Ti6Al4V traité β , ce qui correspond au matériau utilisé dans les empilages hybrides. Deux éprouvettes ont été utilisées, une pour la condition à sec et l'autre pour la condition avec assistance cryogénique. Chaque éprouvette a permis de percer 54 trous, les 27 premiers étant réalisés par un insert et les 27 suivants avec un second. En effet, tester chaque condition avec deux inserts permettait de s'affranchir d'une potentielle variabilité due à l'outil de coupe. L'épaisseur des plaques de Ti6Al4V était de 25,5 mm

Pour chaque trou, l'effort axial F_z et le couple M_z ont été mesurés par le biais d'une platine de mesure d'efforts KISTLER 9255B, permettant d'en extraire les valeurs moyennes de F_z et M_z ainsi que les différentes contributions du couple ($M_{z \text{ arêtes}}$, $M_{z \text{ listels}}$ et $M_{z \text{ copeaux}}$) et la hauteur de contact H . Lors de l'utilisation de l'assistance cryogénique, les perçages ont été réalisés avec une pression de 10 bars en sortie du réservoir d'azote liquide, sur l'installation d'Airbus. La Figure II.12 recense les conditions de coupe qui ont été testées pour ces essais.

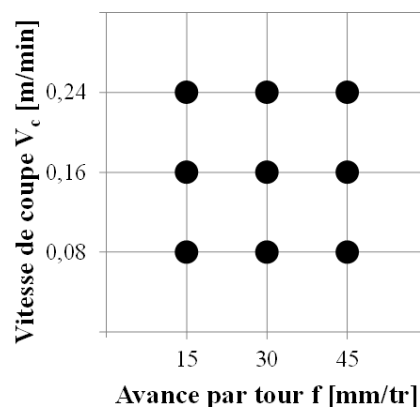


Figure II.12 : Conditions de coupe testées, à sec et avec assistance cryogénique

De plus, une fois les essais réalisés, des mesures visant à déterminer les dimensions et forme finales des trous, ainsi que la topologie des surfaces, ont été réalisées sur le système de mesure sans contact Sentronics i-Dex-tf.

L'objectif de ces essais était de réaliser un premier comparatif entre les conditions à sec et avec assistance cryogénique et notamment de voir les différences constatables au niveau du phénomène de resserrement du trou en perçage de Ti6Al4V afin d'en justifier ou non l'étude approfondie dans le cadre de ce projet de thèse.

II.3.2. Résultats et discussion

Il est à noter que pour tous les résultats présentés, les barres d'erreur sont d'une longueur égale à l'écart-type standard et centrées sur la moitié de celui-ci.

En outre, les mesures de topologie des trous (Ra , Rt) ne sont pas présentées dans ce chapitre par manque d'explications en découlant et d'intérêt vis-à-vis du phénomène de resserrement. Celles-ci sont tout de même disponibles en Annexe 4.

II.3.2.1. Hauteur de contact H

La Figure II.13 présente les hauteurs de contact H obtenues selon les différentes vitesses de coupe V_c et avances par tour f testées, et ce pour les conditions à sec et avec assistance cryogénique.

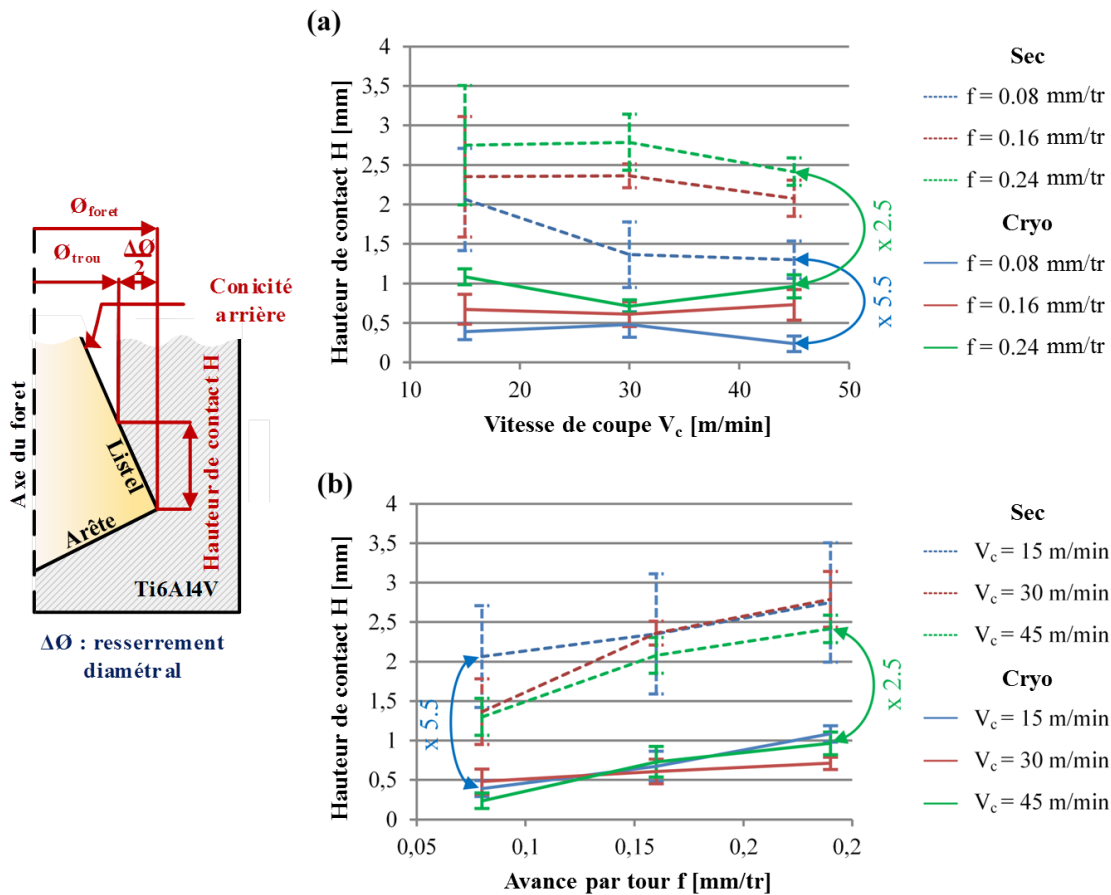


Figure II.13 : Hauteur de contact H en fonction (a) de la vitesse de coupe V_c et (b) de l'avance par tour f - Pour les conditions à sec et avec assistance cryogénique

Avec ou sans assistance cryogénique, il est difficile d'apercevoir des tendances lorsque la hauteur de contact H est exprimée en fonction de la vitesse de coupe V_c , d'autant plus que la dispersion est particulièrement élevée à faible vitesse de coupe ($V_c = 15$ m/min) et à sec. Par contre, dans le cas où elle est exprimée en fonction de l'avance par tour f , il est observable que la hauteur de contact a tendance à augmenter lorsque l'avance par tour augmente.

Finalement, il est important de souligner que de manière générale et pour toutes conditions de coupes confondues, la hauteur de contact est significativement plus grande lorsque le perçage est réalisé à sec, les valeurs de H étant entre 2,5 et 5,5 fois plus grandes que dans le cas avec assistance cryogénique. Ainsi, au vu du nombre de trous réalisés avec et sans assistance cryogénique, il est raisonnable de conclure que celle-ci permet effectivement d'atténuer le phénomène de resserrement du trou et de confirmer par la même occasion le rôle majeur des conditions de refroidissement sur celui-ci.

II.3.2.2. Effort axial F_z

La Figure II.14 présente les efforts axiaux $F_{z \text{ moyen}}$ obtenus selon les différentes vitesses de coupe V_c et avances par tour f testées, et ce pour les conditions à sec et avec assistance cryogénique.

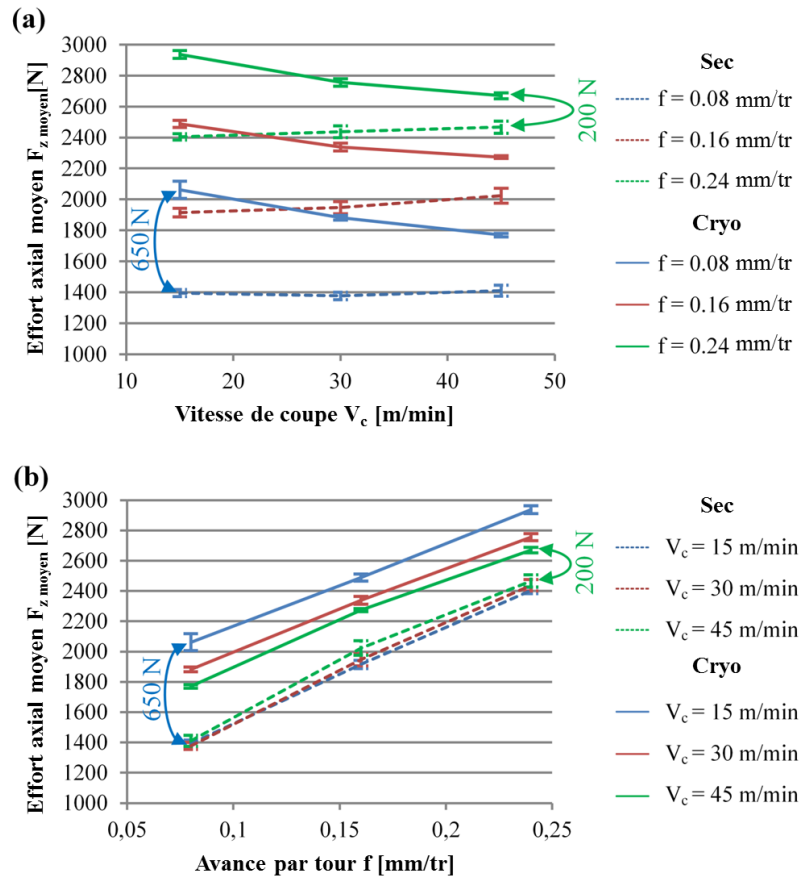


Figure II.14 : Effort axial F_z moyen en fonction (a) de la vitesse de coupe V_c et (b) de l'avance par tour f - Pour les conditions à sec et avec assistance cryogénique

Les résultats montrent qu'à sec, l'effort axial a tendance à légèrement augmenter avec la vitesse de coupe tandis qu'avec assistance cryogénique, les efforts axiaux ont tendance à diminuer lorsque la vitesse de coupe augmente. Concernant l'effet de l'avance par tour, l'effort axial augmente dans tous les cas lorsque celle-ci augmente. De plus il est important de noter que de manière générale, l'effort axial est plus grand lorsque l'assistance cryogénique est utilisée, la différence avec la condition à sec étant comprise entre 200 et 650 N, représentant une augmentation allant de 10 à 50 % selon les paramètres de coupe utilisés.

En effet, le resserrement du trou n'ayant pas d'impact sur les efforts axiaux, ici seul les changements de propriétés mécaniques du matériau, ont une influence. C'est ce qui peut expliquer l'augmentation de l'effort axial moyen, mais aussi la diminution de celui-ci lorsque la vitesse de coupe augmente et que l'assistance cryogénique est utilisée. En effet, le perçage durant moins longtemps, l'azote a moins de temps pour refroidir la matière, ce qui rend l'impact du refroidissement sur les propriétés mécaniques moins important.

II.3.2.3. Couple M_z

La Figure II.15 présente les couples $M_{z \text{ moyen}}$ obtenus selon les différentes vitesses de coupe V_c et avances par tour f testées, et ce pour les conditions à sec et avec assistance cryogénique.

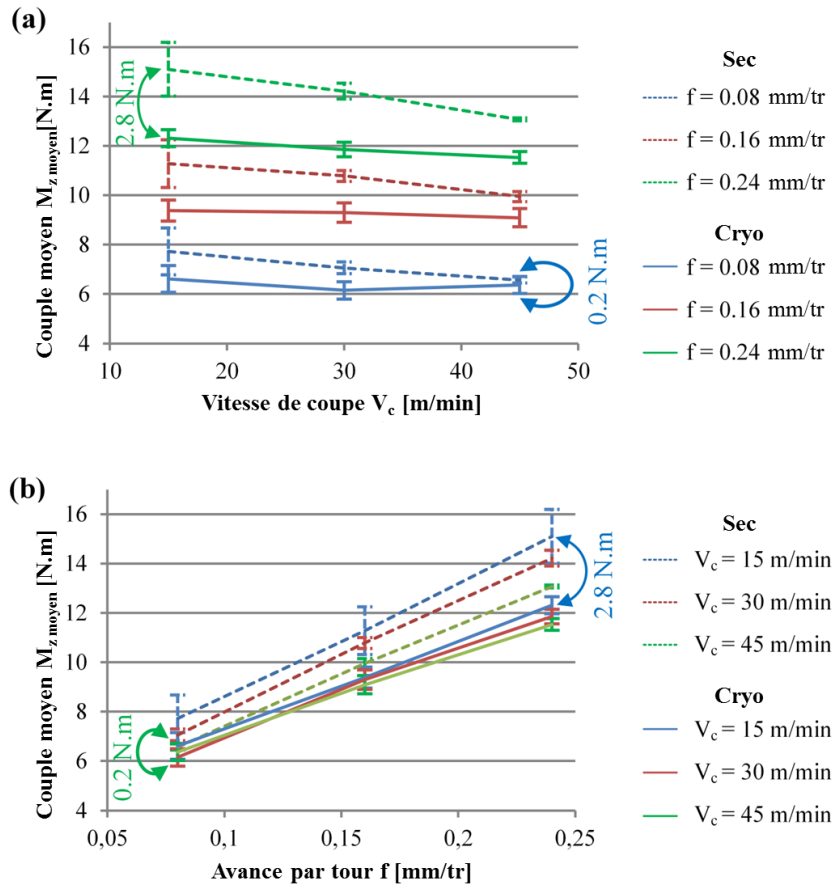


Figure II.15 : Couple M_z moyen en fonction de la vitesse de coupe V_c et de l'avance par tour f - Pour les conditions à sec et avec assistance cryogénique

Les résultats montrent qu'à sec, le couple $M_{z \text{ moyen}}$ a tendance à diminuer lorsque la vitesse de coupe augmente : cela pourrait être expliqué par le phénomène d'adoucissement thermique. La tendance est aussi observable avec assistance cryogénique mais de manière beaucoup moins marquée. Concernant l'effet de l'avance par tour, il est clair que le couple de coupe moyen a tendance à augmenter lorsque l'avance augmente. Néanmoins, il est surtout intéressant de noter que de manière générale, le couple $M_{z \text{ moyen}}$ est inférieur lorsque l'opération est réalisée avec assistance cryogénique, la différence avec la condition à sec étant comprise entre 0,2 et 2,8 N.m, représentant une diminution allant de 3 à 18 % selon les paramètres de coupe utilisés.

Afin de comprendre la cause de ces variations et comme expliqué précédemment par la Figure II.5, la décomposition du couple $M_{z \text{ moyen}}$ en $M_{z \text{ arêtes}}$, $M_{z \text{ listels}}$ et $M_{z \text{ copeaux}}$ est donnée sur la Figure II.16. Celle-ci permet d'observer que la portion du couple due aux arêtes $M_{z \text{ arêtes}}$ ne change pas lorsque l'assistance cryogénique est utilisée étant donné que les valeurs obtenues sont similaires à celles déterminées dans le cas à sec. Cela prouve que les changements des propriétés du matériau induits par le refroidissement n'ont pas d'effet significatif sur le couple nécessaire à l'enlèvement de matière ou autrement dit sur la coupe en elle-même. En ce qui concerne la contribution des listels $M_{z \text{ listels}}$, les valeurs extraites étaient de 22 à 42 % inférieures dans le cas avec assistance cryogénique, sauf pour le couple de paramètres opératoires $V_c = 45$ m/min et $f = 0,08$ mm/tr où $M_{z \text{ listel}}$ était 5 % supérieur au cas à sec. Pour $M_{z \text{ copeaux}}$, les valeurs extraites étaient dans la plupart des cas inférieures lorsque l'assistance cryogénique était utilisée, particulièrement à basse vitesse de coupe ($V_c = 15$ m/min) où la contribution au couple due à l'évacuation des copeaux était de 40 à 46 % plus petite que dans le cas à sec. Cependant, la

contribution de $M_{z\text{ copeaux}}$ dans le cas avec assistance était tout de même supérieure de 25 % pour les paramètres $V_c = 30$ m/min et $f = 0,16$ mm/tr, et supérieure de 30 % pour les paramètres $V_c = 45$ m/min et $f = 0,16$ mm/tr.

Finalement, pour tous les jeux de paramètres (V_c , f), excepté ($V_c = 45$ m/min, $f = 0,08$ mm/tr), la différence de couple moyen $M_{z\text{ moyen}}$ qui a été mise en évidence s'explique par une diminution de la contribution des listels lorsque l'assistance cryogénique est utilisée. Cela s'explique par le fait que le resserrement du trou est limité de manière significative lorsque l'opération est refroidie à l'azote liquide, ce qui mène à une zone de contact plus petite entre les listels et la paroi du trou et par conséquent à un couple induit par frottement lui aussi moins important.

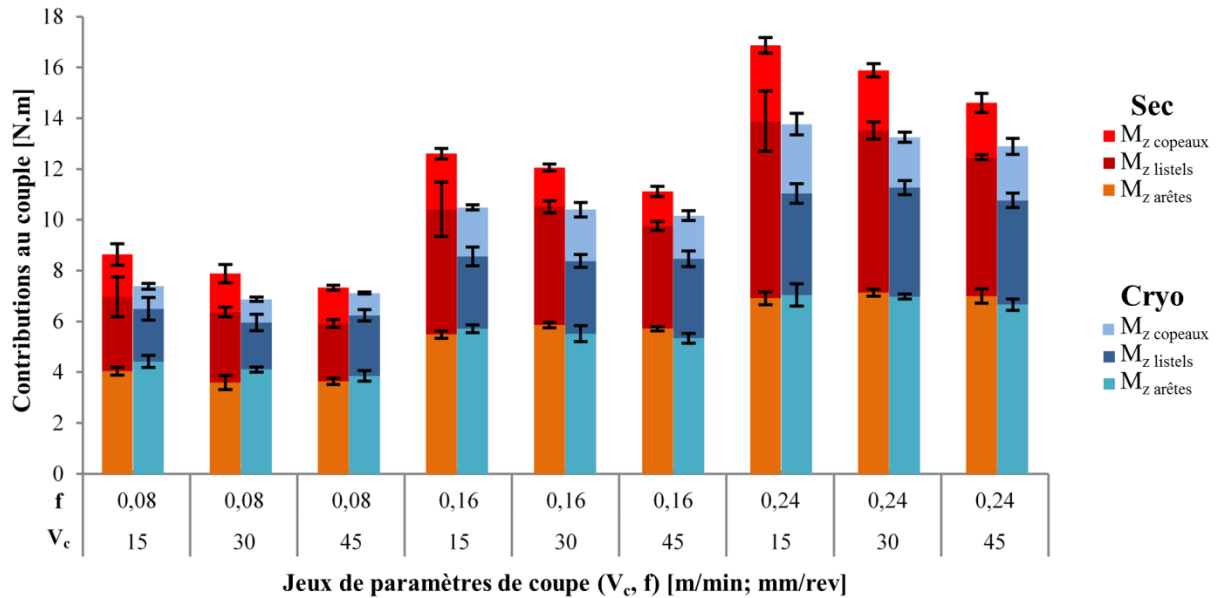


Figure II.16 : Contributions au couple M_z en fonction des paramètres de coupe V_c et f – Pour les conditions à sec et avec assistance cryogénique

II.3.2.4. Formes des trous réalisés

Les mesures réalisées sur les trous consistent en la mesure de 15 diamètres entre l'entrée et la sortie du trou, ce qui permet ensuite de reconstituer la forme générale du trou. Etant donné que chaque condition de coupe a été répétée 6 fois et que le profil des trous est peu stable, les formes de ceux-ci seront présentées moyennées comme l'illustre la Figure II.17 où $Z = 25,5$ mm correspond à l'entrée du trou et $Z = 0$ mm à la sortie de celui-ci. Ainsi, l'impact des conditions de coupe sur la forme finale du trou peut être étudié plus facilement.

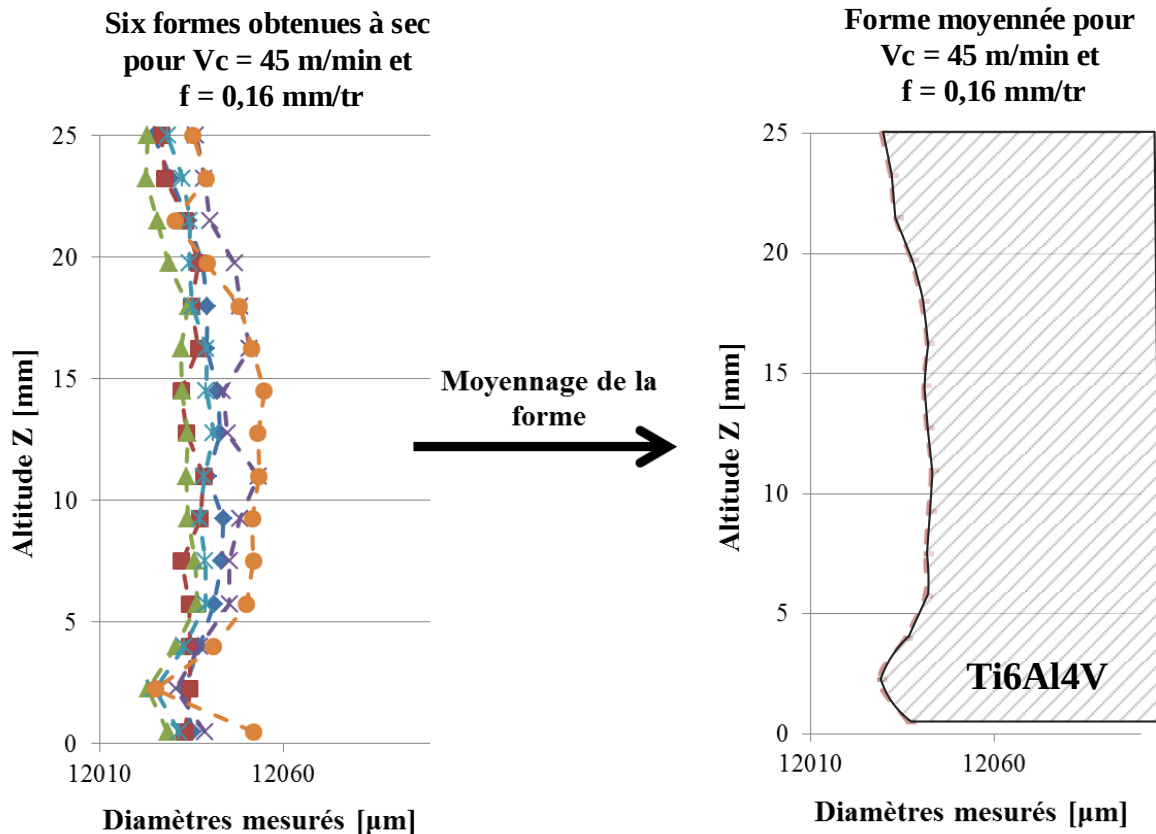


Figure II.17 : Moyennes des formes de trous par condition de coupe

La Figure II.18 permet de voir l'effet de la vitesse de coupe V_c sur la forme finale des trous percé à sec et avec assistance cryogénique. A sec, les résultats montrent que l'augmentation de V_c mène à une diminution du diamètre général du trou et que l'influence de V_c est plus marquée en entrée de trou. Avec assistance cryogénique, les résultats montrent encore une fois que la forme du trou est bien plus stable lorsque l'opération est refroidie à l'azote liquide et dans ce cas, la vitesse de coupe a peu d'effet sur la forme obtenue au final. Ceci étant dit, l'augmentation de V_c semble tout de même entraîner une petite diminution de diamètre en entrée de trou lorsque l'assistance cryogénique est utilisée.

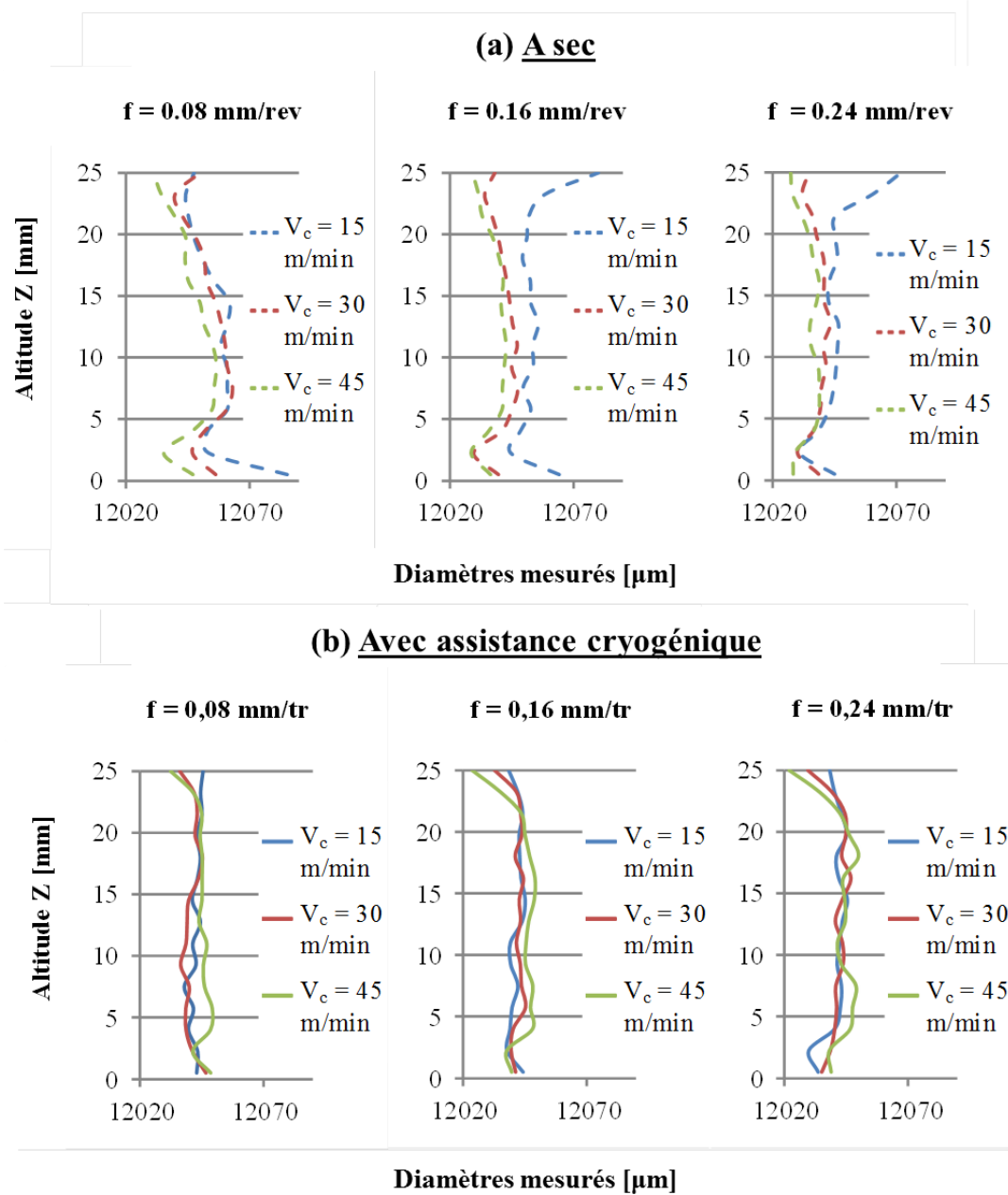


Figure II.18 : Influence de la vitesse de coupe V_c sur la forme finale du trou percé (a) à sec et (b) avec assistance cryogénique

La Figure II.19 quant à elle permet de voir l'effet de l'avance par tour f sur la forme finale des trous percés à sec et avec assistance cryogénique. A sec, les résultats indiquent que l'augmentation de f mène à une diminution du diamètre général du trou et que l'influence de f est plus marquée en milieu de trou. En outre, les mesures réalisées démontrent un effet beaucoup moins important de f lorsque le perçage est réalisé avec assistance cryogénique. Il semblerait tout de même que l'augmentation de f mène à une petite diminution de diamètre en entrée et en sortie de trou.

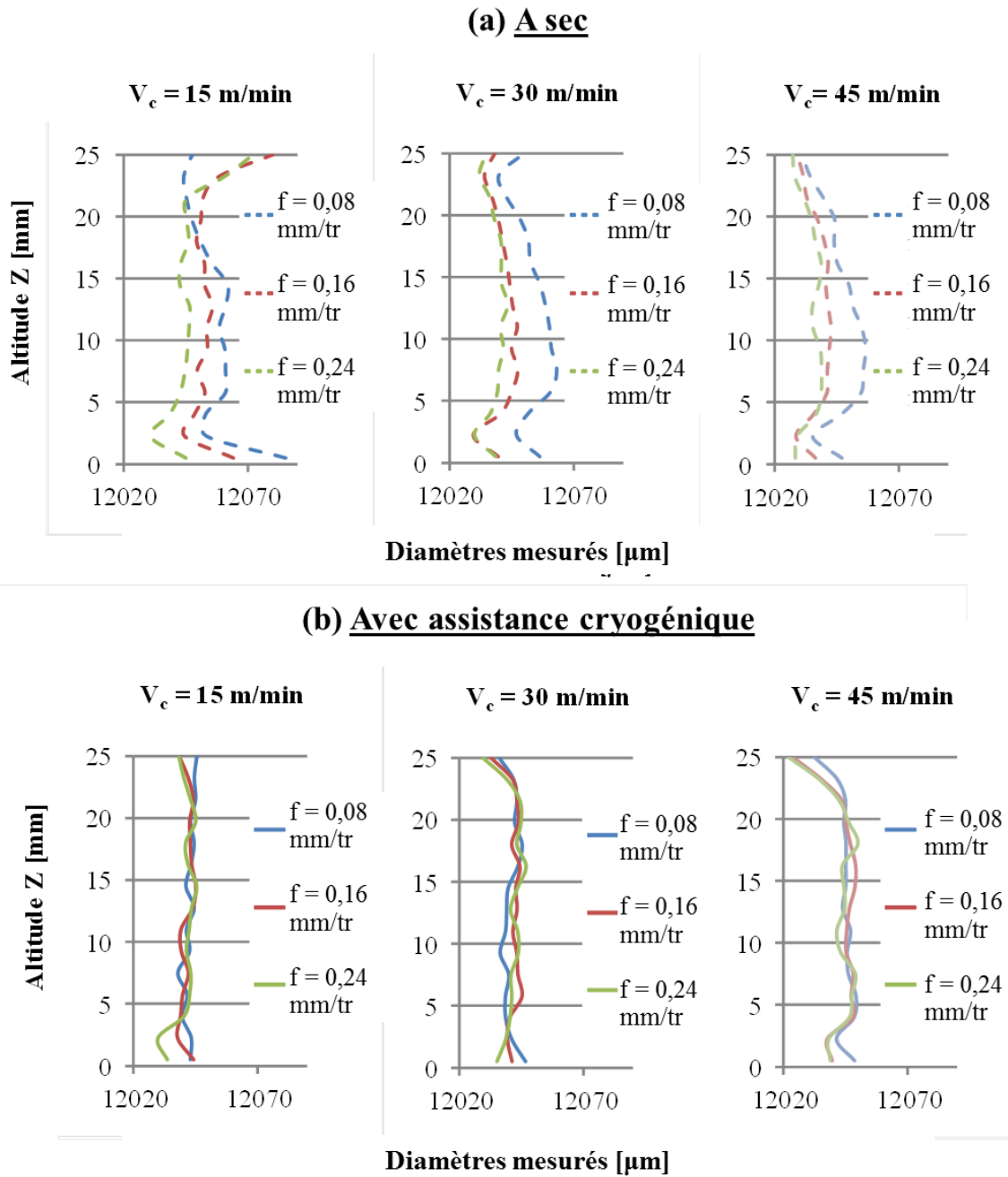


Figure II.19 : Influence de l'avance par tour f sur la forme finale du trou percé (a) à sec et (b) avec assistance cryogénique

Afin de retrouver les tendances énoncées précédemment, il est possible de regarder l'influence de V_c pour tout f confondu ainsi que l'influence de f pour tout V_c confondu. Pour cela, des moyennes des formes de trou par V_c et par f ont été réalisées et sont exposées sur la Figure II.20.

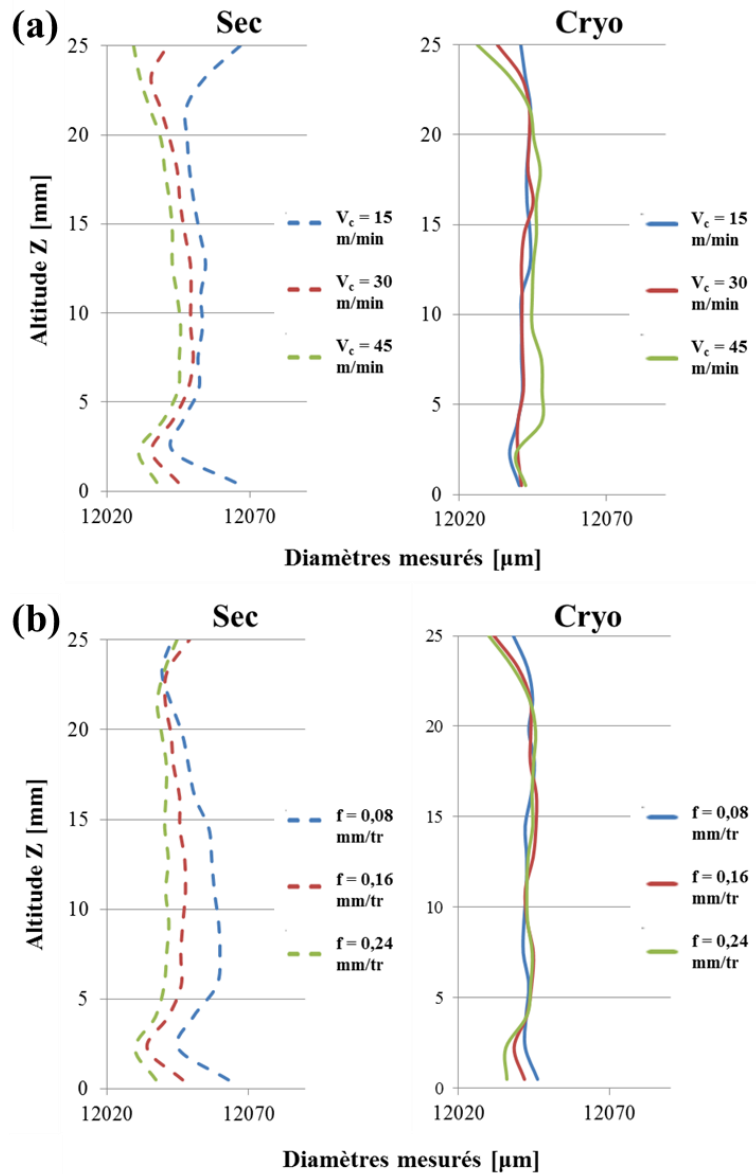


Figure II.20 : Influence des variations de (a) la vitesse de coupe V_c (toutes avances f confondues) et (b) l'avance par tour f (toutes vitesses de coupe V_c confondues) sur la forme finale du trou, à sec et avec assistance cryogénique

Les tendances à sec sont bien remises en évidence :

- L'augmentation de V_c mène à une diminution générale du diamètre avec une influence plus marquée en entrée de trou ;
- L'augmentation de f mène à une diminution générale du diamètre avec une influence plus marquée en milieu de trou.

De la même manière, pour les tendances avec assistance cryogénique :

- L'augmentation de V_c mène à une petite diminution du diamètre en entrée de trou ;
- L'augmentation de f mène à une petite diminution du diamètre en entrée et en sortie de trou ;
- Il y a une bien meilleure stabilité de la forme du trou avec assistance cryogénique que dans le cas à sec.

II.3.2.5. Dimensions générales des trous réalisés

Comme cela a été indiqué dans la section II.2.1.1, les mesures réalisées avec le système de mesure sans contact Sentronics SemDex 101 permettent de déterminer les diamètres des cylindres inscrits ainsi que les cylindricités correspondant aux trous percés. Ainsi, les Figure II.21 et Figure II.22 qui suivent présentent respectivement :

- Le diamètre du cylindre inscrit $\varnothing_{ins}$ des trous en fonction de la vitesse de coupe et de l'avance. Celui-ci permet de connaître les dimensions maximales d'une pièce cylindrique destinée à être insérée dans le trou : c'est donc une quantité fonctionnelle.
- La cylindricité des trous en fonction de la vitesse de coupe et de l'avance. Cette information permet de quantifier l'écart de forme constaté dans la partie précédente.

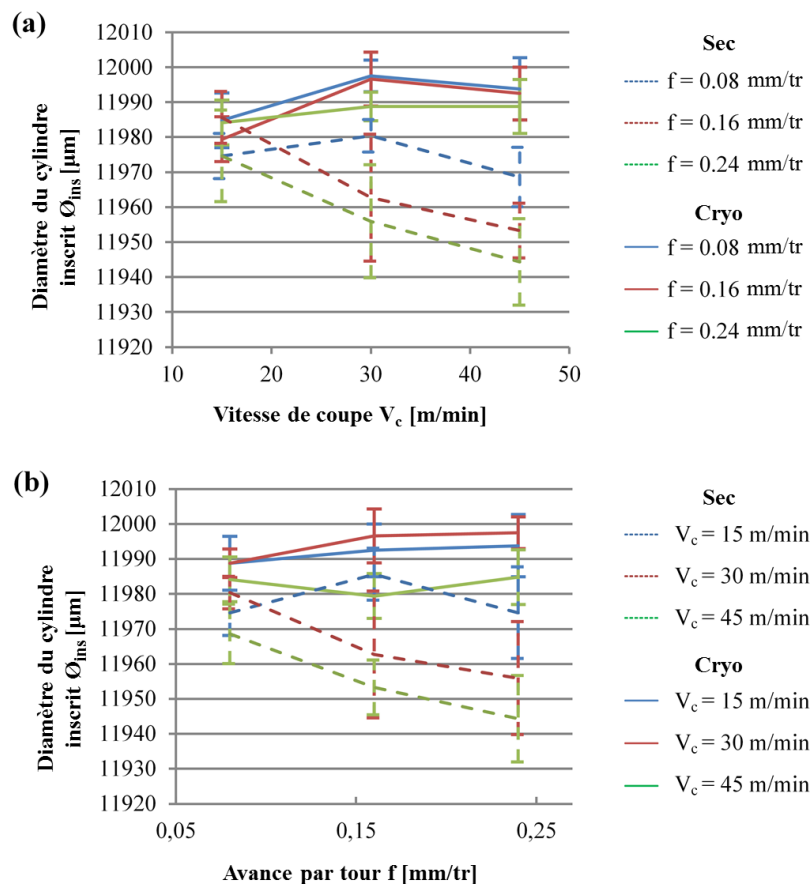


Figure II.21 : Diamètre du cylindre inscrit en fonction (a) de la vitesse de coupe V_c et (b) de l'avance - Pour les conditions à sec et avec assistance cryogénique

En ce qui concerne le diamètre du cylindre inscrit $\varnothing_{ins}$, celui-ci est peu impacté par les variations de conditions de coupe dans le cas avec assistance cryogénique. Dans le cas à sec par contre, l'augmentation de V_c ou de f a tendance à provoquer une diminution de $\varnothing_{ins}$ comme cela avait été constaté dans la partie précédente sur l'analyse qualitative de la forme du trou. Il est à noter que dans le cas à sec, les valeurs des diamètres $\varnothing_{ins}$ comparant l'influence de f et de V_c se ressemblent beaucoup et sont même quasiment identiques : ce n'est pas une erreur, simplement une coïncidence qui correspond à la réalité expérimentale.

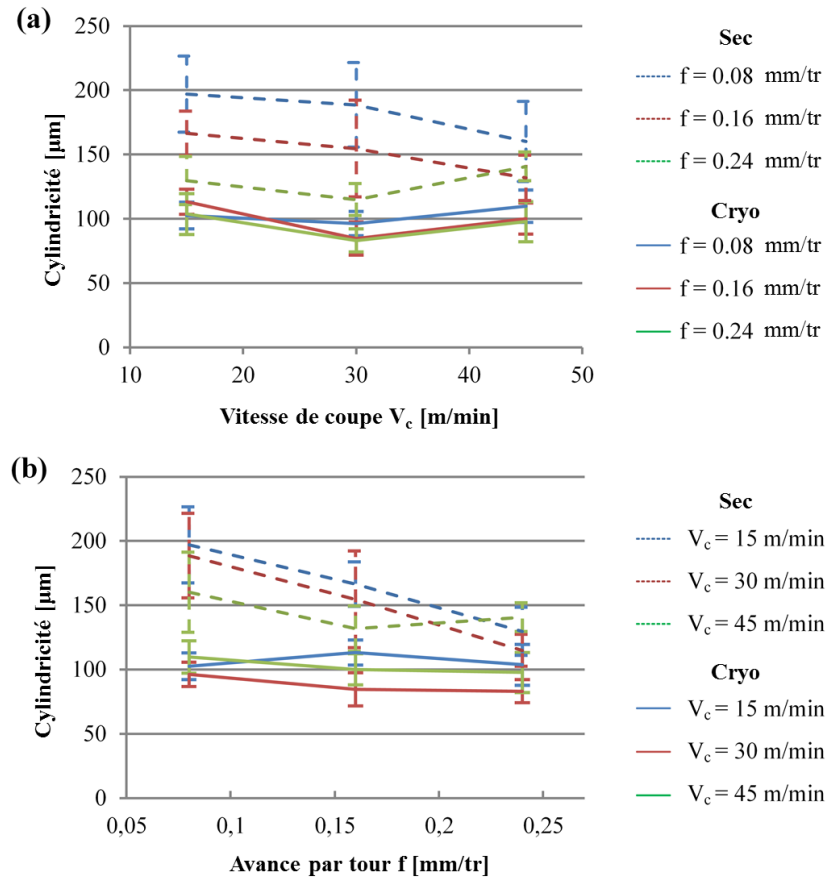


Figure II.22 : Cylindricité des trous en fonction (a) de la vitesse de coupe V_c et (b) de l'avance par tour f - Pour les conditions à sec et avec assistance cryogénique.

La comparaison des cylindricités permet quant à elle de quantifier les écarts de forme constatés précédemment lors de l'analyse qualitative des formes de trous obtenues. En effet, les tendances observées sont retrouvées, notamment la stabilité de la forme du trou dans le cas avec assistance cryogénique où la cylindricité est d'environ 0,1 mm. Par ailleurs, dans le cas à sec, la valeur de la cylindricité peut être jusqu'à deux fois plus élevée et est dans tous les cas plus grande que dans le cas avec assistance. En outre, l'augmentation de l'avance à sec mène à une diminution significative de la cylindricité, conséquence qui est un peu moins marquée dans le cas où c'est la vitesse de coupe qui est augmentée.

II.3.3. Conclusions

Cette première campagne d'essais préliminaires visant à déterminer les effets de l'assistance cryogénique sur le perçage du Ti6Al4V a permis de dégager un certain nombre de tendances vis-à-vis des points d'intérêt suivants :

- **La hauteur de contact H**

Ces essais ont permis de prouver que le resserrement du trou, qui se manifeste ici par la hauteur de contact, est bien plus important dans le cas à sec. Ainsi, le rôle de la thermique dans ce phénomène encore peu étudié a pu être confirmé.

- **L'effort axial F_z**

Le resserrement du trou n'ayant pas d'effet sur l'effort axial, un effort axial moyen plus important a été constaté dans le cas avec assistance cryogénique. Cette augmentation de l'effort pourrait être causée par l'absence d'adoucissement thermique dans le cas où la matière est refroidie pendant le perçage.

- **Le couple M_z**

L'analyse des signaux de couple M_z ont montré que le couple moyen était plus important dans le cas à sec malgré un couple dû aux arêtes équivalent au cas avec assistance cryogénique. Ce surplus de couple dans le cas à sec a pu être imputé à ce qu'il se passe au niveau des listels, autrement dit à l'importance du resserrement du trou dans cette condition, ce qui est en totale adéquation avec les tendances constatées pour la hauteur de contact.

- **Dimensions et forme des trous**

Outre la mise en évidence de l'impact des conditions de coupe dans le cas à sec, ces mesures ont permis de montrer que les dimensions et forme finales des trous sont bien plus stables dans le cas avec assistance cryogénique. Cette constatation est cohérente avec les résultats concernant le resserrement du trou pendant l'opération, qui en toute logique influe sur les dimensions finales du trou réalisé.

Finalement, si l'un des objectifs de cette campagne était de faire un état des lieux des effets de l'assistance cryogénique sur le perçage du Ti6Al4V, l'objectif de mettre en évidence l'importance du phénomène du resserrement du trou a lui aussi été rempli. Ainsi, l'étude poussée du resserrement du trou dans le cadre de ce projet de recherche se voit ici justifiée.

II.4. Essais d'usure

II.4.1. Campagne d'usure n°1 : approche orientée vers l'augmentation de la productivité ($V_c = 45 \text{ m/min}$, $f = 0.08 \text{ mm/tr}$)

II.4.1.1. Dispositif expérimental et objectifs

Les essais de perçage ont été réalisés sur la même machine-outil à commande numérique 3 axes HURON KX10 que pour les essais de comparaison préliminaire des conditions à sec et avec assistance cryogénique (cf. section II.3). De même pour les outils de coupe ISCAR dont il est rappelé que les caractéristiques géométriques ont été explicitées dans la section II.2.2. Le matériau percé était des plaques de Ti6Al4V traité β d'épaisseur 30 mm, chaque éprouvette permettant de réaliser 63 trous. Lors de l'utilisation de l'assistance cryogénique, les perçages ont été réalisés avec une pression de 10 bars en sortie du réservoir d'azote liquide sur l'installation cryogénique du site d'Airbus.

Pour chaque trou, l'effort axial F_z et le couple M_z ont été mesurés par le biais d'une platine de mesure d'efforts KISTLER 9255B. Les arêtes de coupe des inserts ont été scannées sur le système Alicona InfiniteFocus Real 3D avant, pendant et après les essais d'usure. Une fois les essais réalisés, des mesures visant à déterminer les dimensions finales des trous, leurs cylindricités et leurs topologies de surface ont été réalisées sur le système de mesure sans contact Sentronics.

L'objectif de ces essais étant de faire état du potentiel de l'assistance cryogénique, les conditions de coupe ont volontairement été choisies difficiles avec une vitesse de coupe de 45 m/min, soit trois fois supérieure aux conditions usuelles, l'idée étant de favoriser la génération de chaleur afin de jauger l'efficacité du refroidissement de l'opération. L'avance a été fixée à 0.08 mm/tr, ce qui correspond à une condition acceptable pour le CFRP et classique dans le cadre du perçage d'empilages hybrides. De plus, une temporisation de 5 secondes a été mise en place entre le perçage de chaque trou dans le but d'avoir une cadence soutenue permettant de simuler un contexte de production et de prendre en compte l'effet d'accumulation de chaleur au fil des perçages. Il est à noter que le foret est mis à l'écart de la zone d'usinage pendant la temporisation afin de ne pas projeter d'azote sur l'éprouvette ou la platine dans le cas où l'assistance cryogénique est utilisée.

II.4.1.2. Résultats et discussion

Déroulement général de la campagne

Pour cette première campagne d'usure, l'épaisseur des éprouvettes, la vitesse de coupe élevée ainsi que la cadence soutenue des perçages devait permettre d'amplifier les difficultés liées à la génération de chaleur pendant le perçage du Ti6Al4V. En ce qui concerne le déroulement général de la campagne, une éprouvette complète de 63 trous a été percée avec assistance cryogénique, tandis que seulement 18 trous ont pu être percés à sec avant qu'un départ de feu se soit déclaré au sein de la machine, mettant un terme aux essais. En outre, il est à noter qu'un arrêt long (plus de 2h) a été réalisé entre les 28^{ème} et 29^{ème} trous dans le cas avec assistance cryogénique.

Ainsi, et sans analyse complémentaire, le déroulement général de ces essais est déjà un résultat en soi qui permet de confirmer sans équivoque le potentiel de l'assistance cryogénique lorsqu'il s'agit de combattre les élévations de température pendant l'opération de perçage.

Evacuation des copeaux

En ce qui concerne l'évacuation des copeaux, la Figure II.23 montre un cliché réalisé à l'aide de la caméra thermique pendant la sortie du foret durant un perçage à sec. Cette photographie illustre bien les difficultés d'évacuation constatées pendant la campagne où les copeaux atteignaient des dimensions excessives par manque de fragmentation, menant à la formation de pelotes autour de l'outil.

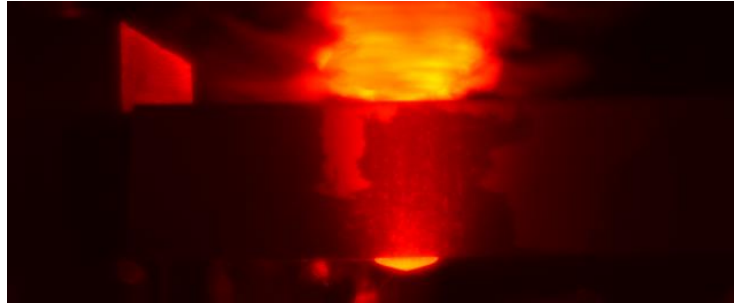


Figure II.23 : Image thermique d'un outil débouchant pendant le perçage de Ti6Al4V à sec pour $V_c = 45 \text{ m/min}$ et $f = 0,08 \text{ mm/tr}$

En complément, la Figure II.24 montre une de ces pelotes, prise en photo après un perçage, et sur laquelle on peut voir la coloration du copeau qui atteste des conditions extrêmes de montée en température de l'opération due au caractère réfractaire de l'alliage de Ti6Al4V.



Figure II.24 : Copeaux dans le cas à sec pour $V_c = 45 \text{ m/min}$ et $f = 0,08 \text{ mm/tr}$

Pour ce qui est de l'évacuation des copeaux dans le cas avec assistance cryogénique, une bien meilleure fragmentation a été constatée, permettant d'éviter la formation de pelotes. La Figure II.25, photographie thermique prise au même moment que pour le cas à sec, montre un foret vierge de tout amas de copeaux, ce qui correspond à la situation habituellement constatée lors de la campagne.

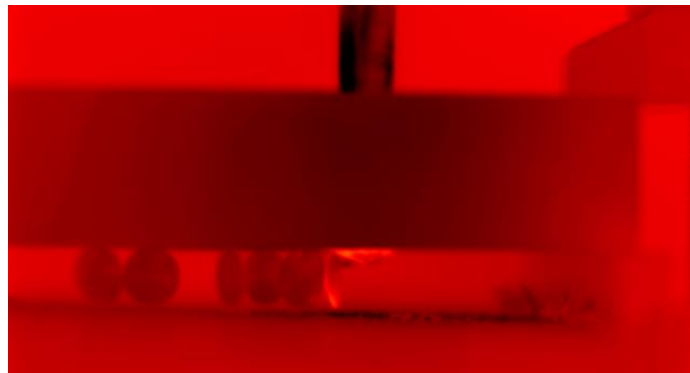


Figure II.25 : Image thermique du foret débouchant pendant un perçage de Ti6Al4V avec assistance cryogénique pour $V_c = 45 \text{ m/min}$ et $f = 0,08 \text{ mm/tr}$

Analyse des arêtes de coupe

Dans les deux cas, à sec et avec assistance cryogénique, du Ti6Al4V a adhéré aux arêtes en quantité équivalente, empêchant de voir toute potentielle trace d'usure. L'évolution de celle-ci ne pouvait donc qu'être observée au travers des autres mesures réalisées (efforts de coupe, dimensions des trous).

Hauteur de contact H

De la même manière que pour les essais préliminaires de détermination des effets de l'assistance cryogénique, la hauteur de contact, directement liée au resserrement du trou pendant l'opération, a été extraite des données de couple M_z . La Figure II.26 présente les résultats concernant cette quantité et montre que comme les essais préliminaires l'avaient prouvé, la hauteur de contact est initialement plus grande dans le cas à sec que dans le cas avec assistance cryogénique. Au fil des perçages, la hauteur de contact évolue significativement dans le cas à sec, passant de 1 mm à 2,8 mm, soit une multiplication du resserrement diamétral par plus de 2. Dans le cas avec assistance cryogénique, la hauteur de contact évolue dans les mêmes proportions mais reste en dessous de 1 mm sauf pour quelques exceptions, le maximum étant de 1,3 mm. Ainsi, ayant d'ores et déjà identifié le rôle majeur de la thermique dans le phénomène de resserrement du trou, ces constatations s'expliquent par l'importance du phénomène d'accumulation thermique au fil des perçages. En effet, le resserrement du trou aura été de plus en plus intense au cours de la batterie d'essais à sec, allant de pair avec l'augmentation des températures due à la cadence imposée. Dans le cas avec assistance cryogénique par contre, ces élévations de température auront été combattues de manière efficace par le refroidissement procuré par l'azote, permettant de limiter le phénomène de resserrement du trou.

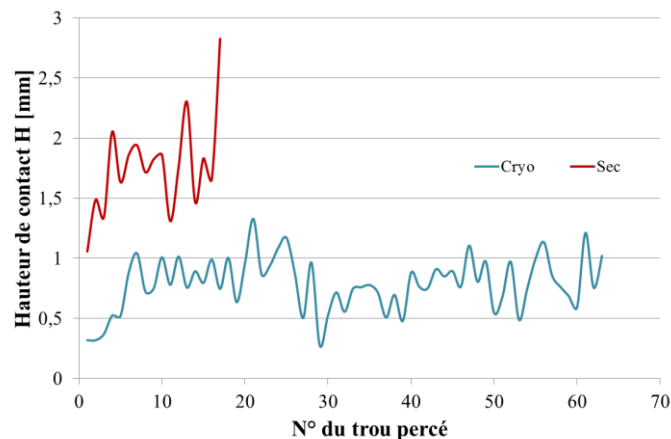


Figure II.26 : Evolution de la hauteur de contact H pendant la campagne d'usure à $V_c = 45 \text{ m/min}$ et $f = 0,08 \text{ mm/tr}$

Effort axial F_z et couple M_z

La Figure II.27 expose l'évolution de l'effort axial $F_{z \text{ moyen}}$, du couple $M_{z \text{ moyen}}$ et de la contribution des listels $M_{z \text{ listels}}$ au cours des essais à sec et avec assistance cryogénique. Dans le cas des 18 trous réalisés à sec avant l'arrêt imprévu de la campagne, l'effort axial $F_{z \text{ moyen}}$ a subi une augmentation de 57 %, passant de 1520 N à 2390 N. Le couple $M_{z \text{ moyen}}$ quant à lui a subi une augmentation équivalente de 58 %, passant de 4,4 N.m à 7 N.m. Cette augmentation du couple peut être imputée à l'intensification du resserrement du trou sur les listels grâce à la détermination de la contribution des listels $M_{z \text{ listels}}$ dont l'évolution coïncide avec celle de $M_{z \text{ moyen}}$.

Par ailleurs, les résultats concernant les 63 trous percés avec assistance cryogénique montrent une grande stabilité de l'effort axial $F_{z \text{ moyen}}$ au fil des perçages avec une augmentation de seulement 8 % entre le début et la fin, passant de 1650 N à 1780 N après avoir réalisé une quantité de trous trois fois supérieure au cas à sec. Pour ce qui est des couples $M_{z \text{ moyen}}$ et $M_{z \text{ listels}}$, ceux-ci restent dans une fourchette comprise entre 5 et 7 N.m et 1 et 3 N.m respectivement avec des variations tout au long de la campagne sans pour autant avoir une tendance croissante à l'échelle des 63 trous. Ainsi, l'effort

axial F_z et les couples $M_{z \text{ moyen}}$ ainsi que $M_{z \text{ listels}}$ peuvent être considérés comme ayant été stables durant cette première campagne d'usure.

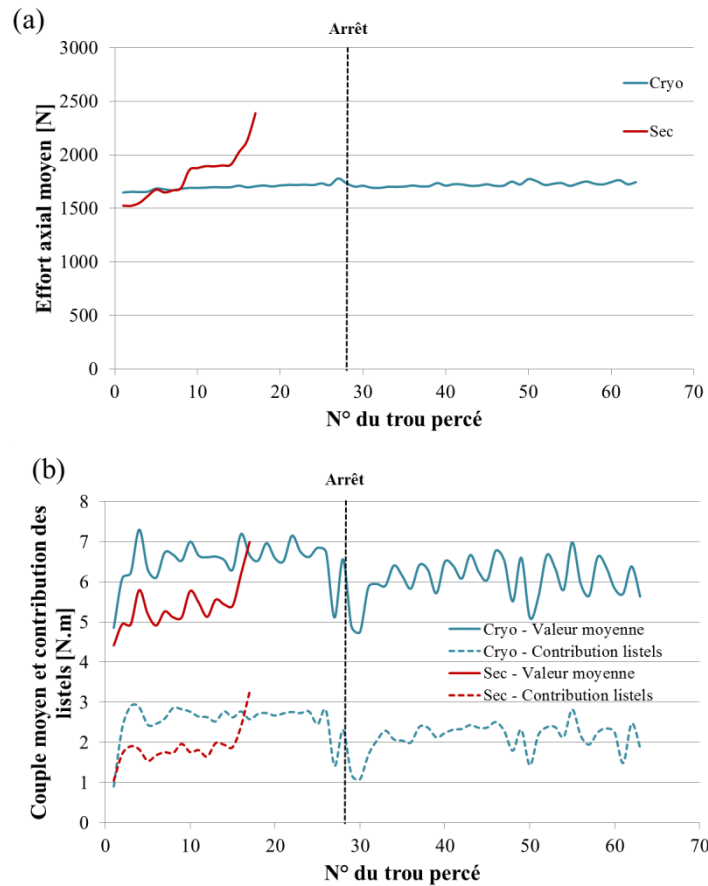


Figure II.27 : Evolution de (a) l'effort axial $F_{z \text{ moyen}}$ et (b) du couple $M_{z \text{ moyen}}$ ainsi que sa part due aux listels $M_{z \text{ listels}}$ pendant la campagne d'usure à $V_c = 45 \text{ m/min}$ et $f = 0,08 \text{ mm/tr}$

Topologie de la surface des trous réalisés

En ce qui concerne les mesures de R_a et R_t réalisées en entrée, milieu et sortie des trous réalisés pendant la campagne, la Figure II.28 en donne une moyenne sur l'ensemble des perçages effectués. En effet, ces quantités n'ayant pas ou très peu évolué, il n'a pas été jugé utile d'en montrer l'évolution.

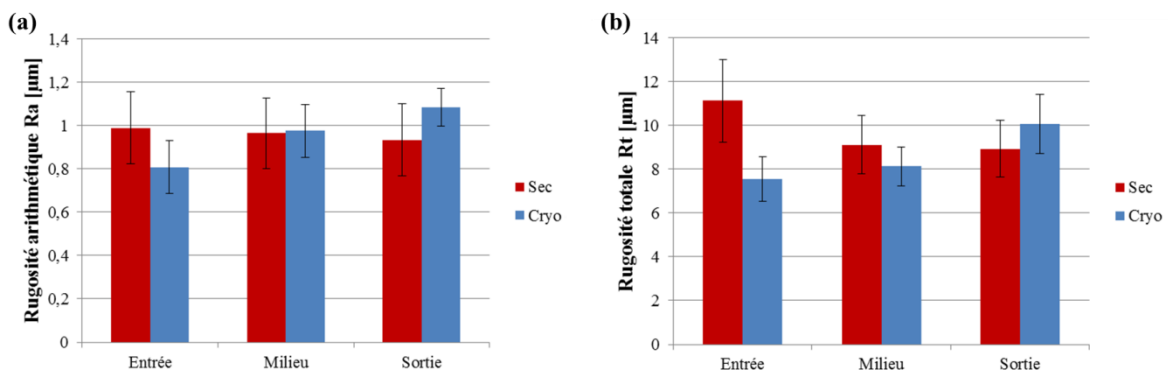


Figure II.28 : Evolution de (a) la rugosité arithmétique R_a et (b) la rugosité totale R_t pendant la campagne d'usure à $V_c = 45 \text{ m/min}$ et $f = 0,08 \text{ mm/tr}$

Les mesures réalisées permettent de dire que R_a est légèrement meilleur dans le cas avec assistance cryogénique en entrée de trou, équivalent au cas à sec au milieu de ceux-ci et légèrement moins bon en

sortie de trou. Les tendances sont exactement les mêmes pour la rugosité totale R_t , ce qui ne permet donc pas réellement de départager les cas à sec et avec assistance cryogénique du point de vue topologie de la surface.

Dimension et forme des trous

La Figure II.29 donne l'évolution de la forme et dimensions générale des trous pour la campagne d'essais : ces courbes ont été obtenues par un traitement identique à celui réalisé dans la section II.3.2.4., $Z = 30$ mm correspondant à l'entrée du trou et $Z = 0$ mm à la sortie. Ainsi, les 18 trous réalisés à sec permettent de constater une tendance à la diminution du diamètre en milieu et sortie de trou, ce qui est cohérent avec l'hypothèse que l'accumulation thermique au fil des perçages mène à une amplification du phénomène de resserrement de trou. En ce qui concerne les trous réalisés avec assistance cryogénique, la forme des trous reste stable tout au long de la campagne même si une faible diminution du diamètre moyen est constatée. Finalement, sur le nombre de trous réalisés, la condition à sec mène à des trous d'un diamètre général environ 20 μm plus grand que dans le cas avec assistance cryogénique.

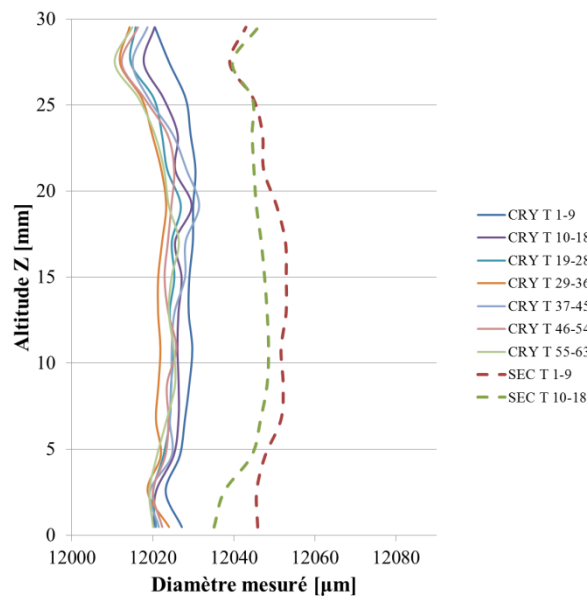


Figure II.29 : Evolution de la forme des trous pendant la campagne d'usure à $V_c = 45$ m/min et $f = 0,08$ mm/tr

La Figure II.30 expose quant à elle l'évolution des diamètres des cylindres inscrits ainsi que la cylindricité pour les trous réalisés. Il est à noter que l'indicateur le plus important est le diamètre du cylindre inscrit qui correspond au diamètre maximal d'arbre cylindrique que l'on pourrait insérer dans l'alésage correspondant au trou réalisé, que celui-ci soit matérialisé par un rivet, une vis ou tout autre élément d'assemblage mécanique. Ainsi, ces courbes permettent de retrouver de manière quantifiée les constatations faites sur la Figure II.29 vis-à-vis de la stabilité des dimensions des trous réalisés avec assistance cryogénique pour lesquels les diamètres des cylindres inscrits restent dans une plage de 0,05 mm en dessous du $\varnothing 12$ mm et où cylindricité reste en dessous des 0,15 mm. En revanche, il est difficile de retrouver la tendance au rétrécissement du diamètre en milieu et sortie de trou évoquée dans le cas à sec étant donné que les valeurs représentées sur ces graphes correspondent à des critères globaux ne prenant pas en compte la forme du trou réalisé. Quoiqu'il en soit, les valeurs en question montrent une fois encore que les diamètres des cylindres inscrits sont plus grands d'environ 20 μm dans le cas à sec et que la cylindricité est comparable dans les deux cas.

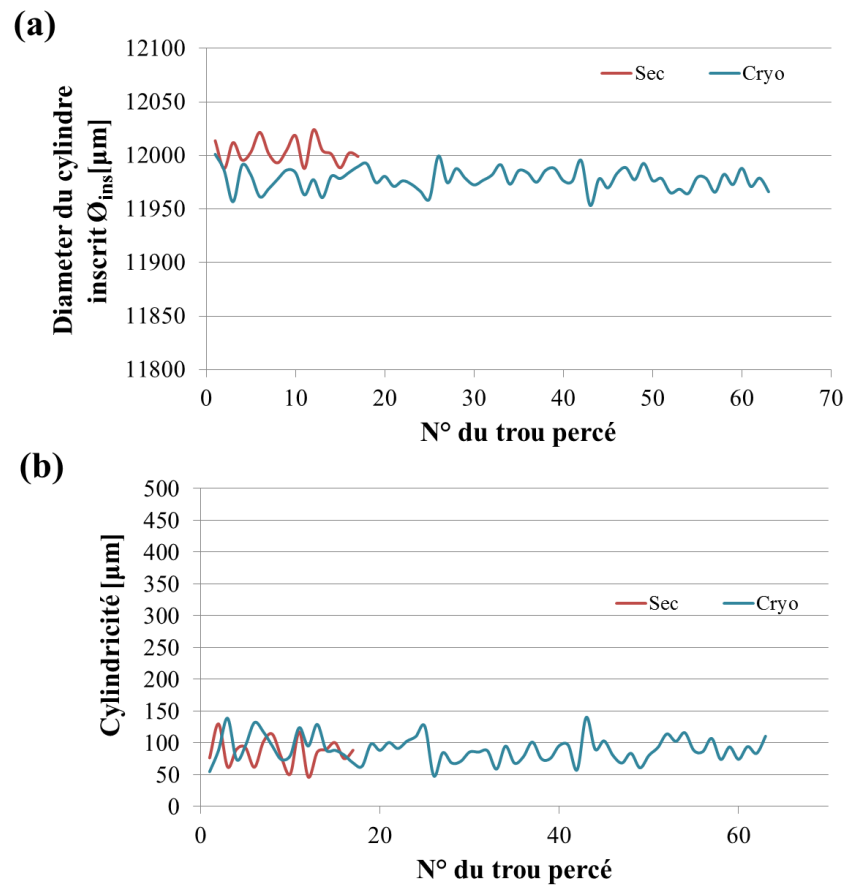


Figure II.30 : Evolution du diamètre du cylindre inscrit et de la cylindricité pendant la campagne d'usure à $V_c = 45 \text{ m/min}$ et $f = 0,08 \text{ mm/tr}$

II.4.2. Campagne n°2 : approche orientée vers l'augmentation de la durée de vie des outils ($V_c = 15 \text{ m/min}$, $f = 0.08 \text{ mm/tr}$)

II.4.2.1. Dispositif expérimental et objectifs

Pour cette deuxième campagne, les essais d'usinage ont été réalisés dans les mêmes conditions exactement que pour la précédente dont les détails sont exposés à la section II.4.1.1, à la différence près que les conditions de coupe ont été changées et la temporisation entre les trous a été augmentée. En effet, suite aux résultats de la première campagne qui était orientée vers l'augmentation de la productivité et l'amplification des phénomènes thermiques par l'utilisation d'une vitesse de coupe élevée et d'une cadence très soutenue, il a été décidé d'utiliser une approche orientée vers l'augmentation de la durée de vie des outils pour cette deuxième campagne.

Ainsi, la vitesse de coupe utilisée a été divisée par trois et donc fixée à $V_c = 15 \text{ m/min}$, ce qui correspond au standard, et l'avance a été maintenue à $f = 0,08 \text{ mm/tr}$, valeur standard elle aussi de le cadre du perçage des empilages. De plus, la temporisation entre les trous a été doublée, passant de 5 à 10 s pour ces essais.

II.4.2.2. Résultats et discussion

Déroulement général de la campagne

Deux éprouvettes complètes de 63 trous, soit 126 trous au total, ont été percées avec assistance cryogénique, tandis que seulement 22 trous ont pu être percés à sec avant que l'insert ne se brise, mettant un terme à cette deuxième campagne. Deux arrêts (plus de 2 heures) ont été réalisés dans le cas avec assistance cryogénique : entre les 28^{ème} et 29^{ème} trous et entre les 63^{ème} et 64^{ème} trous.

Evacuation des copeaux

En ce qui concerne l'évacuation des copeaux, le bilan est le même que pour la campagne précédente. En effet, la tendance des copeaux à mal s'évacuer et former des pelotes dans le cas à sec est inchangée et le niveau de fragmentation est une fois encore convenable lorsque le perçage est réalisé avec assistance cryogénique, permettant d'éviter la formation de pelotes de copeaux autour de l'outil.

Analyse des arêtes de coupe

Comme lors de la première campagne, du Ti6Al4V a adhéré aux arêtes en quantité équivalente dans les cas à sec et avec assistance cryogénique, empêchant de voir toute potentielle trace d'usure. L'évolution de celle-ci ne pouvait donc ici aussi qu'être observée au travers des autres mesures réalisées (efforts de coupe, dimensions des trous).f

Hauteur de contact H

La Figure II.31 présente les résultats concernant la hauteur de contact et montre encore une fois que comme les essais préliminaires l'avaient prouvé, la hauteur de contact est initialement plus grande dans le cas à sec que dans le cas avec assistance cryogénique. Au fil des perçages, la hauteur de contact évolue significativement dans le cas à sec, passant de 0,75 mm à 4,1 mm, soit une multiplication du resserrement diamétral par plus de 5. A l'inverse, dans le cas avec assistance cryogénique, la hauteur de contact ne change pas significativement et ce malgré la quantité de trous percés bien plus élevée. Ainsi, ayant d'ores et déjà identifié le rôle majeur de la thermique dans le phénomène de resserrement du trou, ces constatations s'expliquent par l'importance du phénomène d'accumulation thermique au fil des perçages. En effet, le resserrement du trou aura été de plus en plus intense au cours de la batterie d'essais à sec, allant de pair avec l'augmentation des températures et étant probablement responsable de la casse de l'insert de coupe, ayant mené à un effort radial trop intense sur les listels. Dans le cas avec assistance cryogénique par contre, ces élévations de

température auront été combattues de manière efficace par le refroidissement procuré par l'azote, limitant le phénomène de resserrement du trou et empêchant toute évolution du resserrement diamétral.

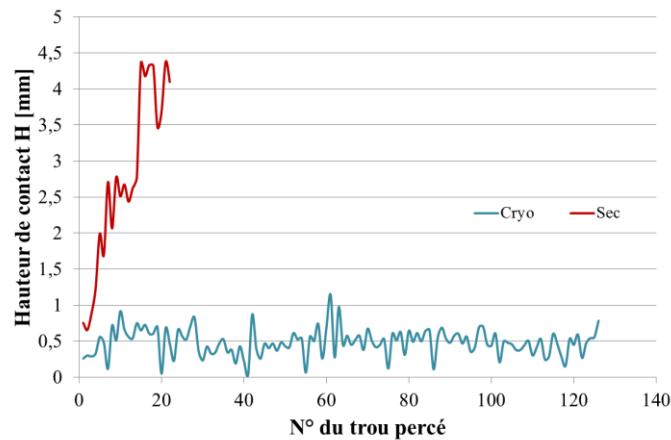


Figure II.31 : Evolution de la hauteur de contact H pendant la campagne d'usure à $V_c = 15 \text{ m/min}$ et $f = 0,08 \text{ mm/tr}$

Effort axial F_z et couple M_z

La Figure II.32 expose l'évolution de l'effort axial $F_{z \text{ moyen}}$, du couple $M_{z \text{ moyen}}$ et de la contribution des listels $M_{z \text{ listels}}$ au cours des essais à sec et avec assistance cryogénique. Dans le cas des 22 trous réalisés à sec avant la casse de l'insert, l'effort axial $F_{z \text{ moyen}}$ n'a pas augmenté de manière significative et il a même été constaté une petite diminution de celui-ci pendant les premiers trous réalisés. En effet, les variations enregistrées entre les trous montrent une différence de 23% entre l'effort moyen maximal et minimal, valant respectivement 1315 N et 1620 N. Dans le cas du couple $M_{z \text{ moyen}}$ par contre, la tendance est clairement à l'augmentation, la différence entre maximum et minimum étant ici de 108%, faisant plus que doubler entre le début et la fin des essais, passant de 4,8 N.m à 9,9 N.m. Cette augmentation du couple peut ici aussi être imputée à l'intensification du resserrement du trou sur les listels grâce à la détermination de la contribution des listels $M_{z \text{ listels}}$ dont l'évolution coïncide avec celle de $M_{z \text{ moyen}}$.

Quant à eux, les résultats avec assistance cryogénique démontrent une fois de plus la grande stabilité de l'opération, ce en dépit de la quantité de trous percés. En effet, l'effort axial $F_{z \text{ moyen}}$ ne montre aucune tendance à l'augmentation et la différence entre la valeur maximale enregistrée et la valeur minimale, respectivement 2130 N et 1980 N, est de seulement 7%, différence qui est imputée au refroidissement progressif de l'éprouvette au cours des perçages : les longues pauses réalisées au 28^e et 63^e trou en témoignent. De même pour le couple $M_{z \text{ moyen}}$ où le constat est à l'absence de tendance après une légère augmentation durant les premiers trous. En effet, partant d'une valeur initiale de couple moyen de 5,3 N.m, les valeurs oscillent entre 6 et 8 N.m tout au long de la campagne, ce qui correspond tout de même à une différence de 51% entre maximum et minimum enregistré, mais sans tendance claire à l'augmentation. Il en va de même pour $M_{z \text{ listels}}$ qui oscille de la même manière entre 2 et 3 N.m, sans avoir de tendance à augmenter.

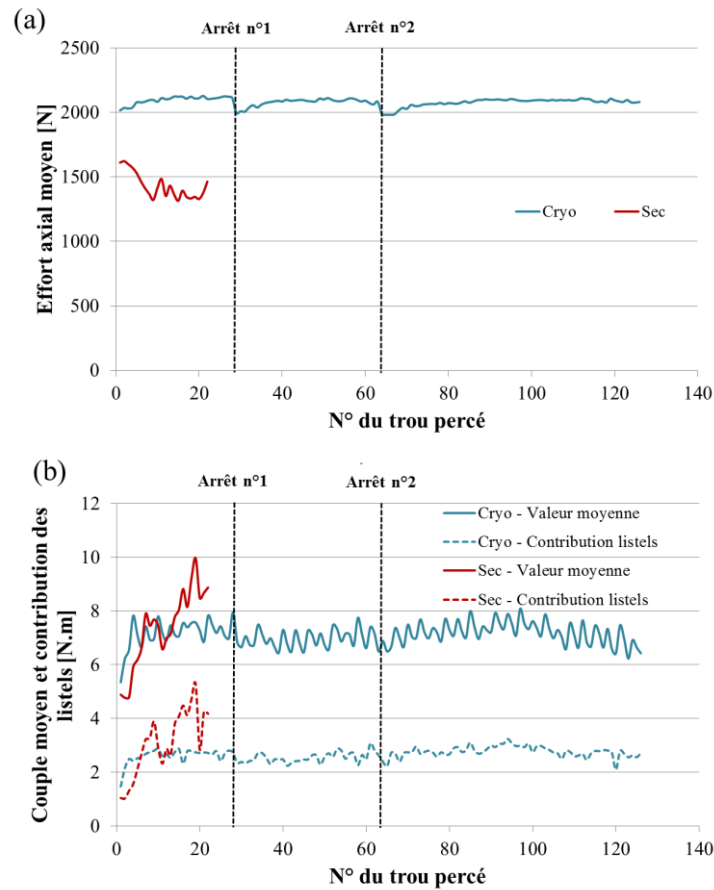


Figure II.32 : Evolution de (a) l'effort axial F_z moyen et (b) du couple M_z moyen ainsi que sa part due aux listels $M_{z \text{ listels}}$ pendant la campagne d'usure à $V_c = 15 \text{ m/min}$ et $f = 0,08 \text{ mm/tr}$

Topologie de la surface des trous réalisés

La Figure II.33 donne la moyenne des mesures de Ra et Rt , en entrée, milieu et sortie des trous, pour l'ensemble de la campagne. En effet, ces quantités n'ayant pas subi d'évolution significative dans un sens où l'autre, il n'a pas été jugé utile d'en représenter l'évolution trou par trou.

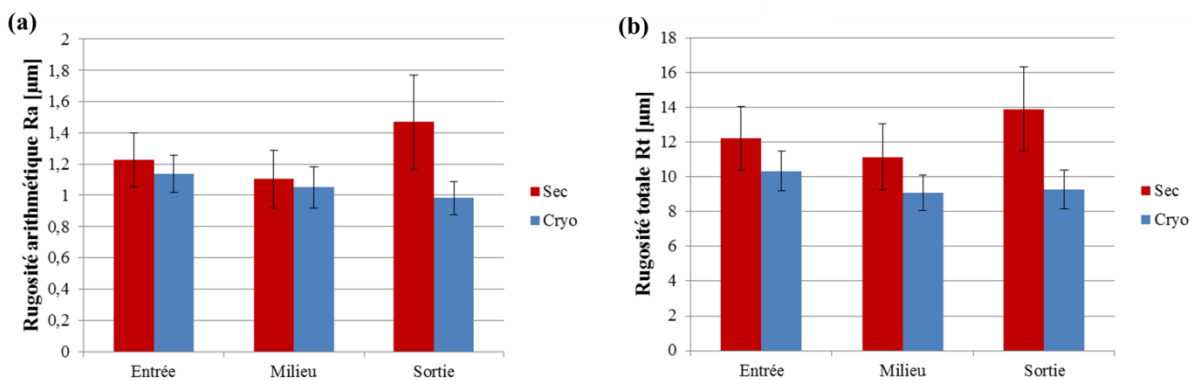


Figure II.33 : Evolution de (a) la rugosité arithmétique Ra et (b) la rugosité totale Rt pendant la campagne d'usure à $V_c = 45 \text{ m/min}$ et $f = 0,08 \text{ mm/tr}$

Pour cette campagne, les mesures effectuées présentent un Ra et un Rt légèrement meilleur en entrée et milieu de trou et bien meilleur en sortie de trou dans le cas avec assistance cryogénique, donnant clairement l'avantage à cette condition vis-à-vis du perçage à sec.

Dimensions et forme des trous

La Figure II.34 donne l'évolution de la forme et dimensions générale des trous pour cette seconde campagne d'essais. Ainsi, les 22 trous réalisés permettent de constater une forme très élargie en entrée et en sortie de trou tout au long des perçages ainsi qu'une diminution progressive du diamètre au milieu, ce qui est une fois de plus cohérent avec l'hypothèse que le phénomène de resserrement du trou serait amplifié par l'accumulation thermique. Concernant les trous réalisés avec assistance cryogénique, la stabilité de la forme et des dimensions des trous constatée lors de la première campagne est conservée, et ce en dépit de la quantité importante de trous réalisés.

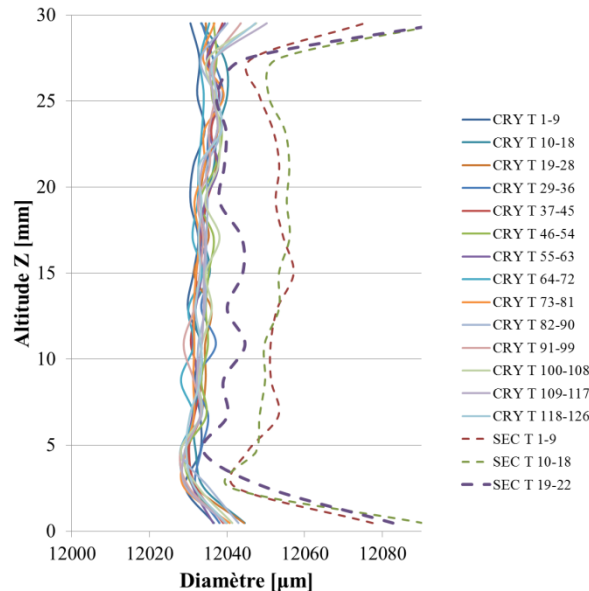


Figure II.34 : Evolution de la forme des trous pendant la campagne d'usure à $V_c = 15 \text{ m/min}$ et $f = 0,08 \text{ mm/tr}$

La Figure II.35 expose l'évolution des diamètres des cylindres inscrits ainsi que la cylindricité pour les trous réalisés. Ainsi, ces courbes permettent de retrouver de manière quantifiée les constatations faites sur la Figure II.34 vis-à-vis de la stabilité des dimensions des trous réalisés avec assistance cryogénique pour lesquels le diamètre du cylindre inscrit reste dans une plage de 0,05 mm en dessous du $\varnothing 12 \text{ mm}$ et où cylindricité reste en dessous des 0,2 mm. De plus, la tendance au rétrécissement du diamètre en milieu de trou évoquée précédemment dans le cas à sec est aisément lisible sur le graphique faisant état de l'évolution de cette donnée au cours du temps. En effet, les premiers trous mesurés dans le cas à sec ont un diamètre de cylindre inscrit équivalent à ceux mesurés pour l'assistance cryogénique, mais celui-ci diminue rapidement après quelques perçages alors que les diamètres en entrée et sortie de trou restent identiques, menant par conséquent à une augmentation de la cylindricité.

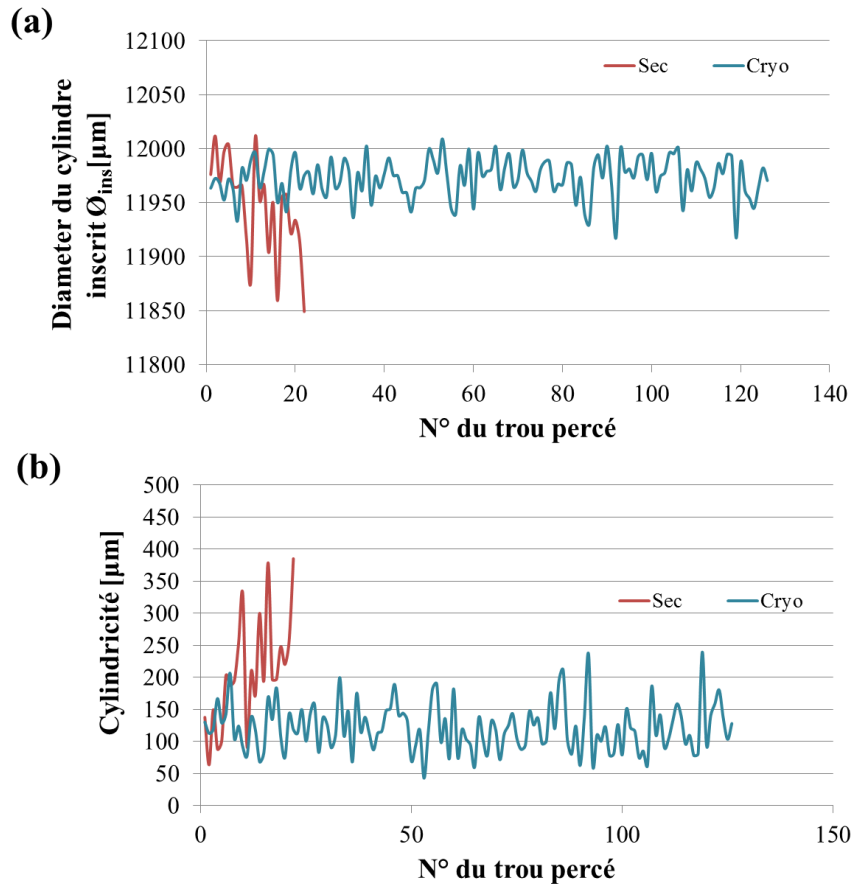


Figure II.35 : Evolution du diamètre du cylindre inscrit et de la cylindricité pendant la campagne d'usure à $V_c = 15 \text{ m/min}$ et $f = 0,08 \text{ mm/tr}$

II.4.2.3. Comparaison des mesures de trous réalisés avec assistance cryogénique pour les deux campagnes

La Figure II.36 fait la comparaison des résultats obtenus pour les mesures de cylindres inscrits et cylindricité dans le cas avec assistance cryogénique pour les deux campagnes. En effet, malgré les différences de conditions opératoires, il a été jugé intéressant de comparer les dimensions obtenues pour les trous dans ces deux cas. Les résultats semblent montrer une meilleure stabilité du diamètre du cylindre inscrit et de la cylindricité dans le cas où $V_c = 45 \text{ m/min}$.

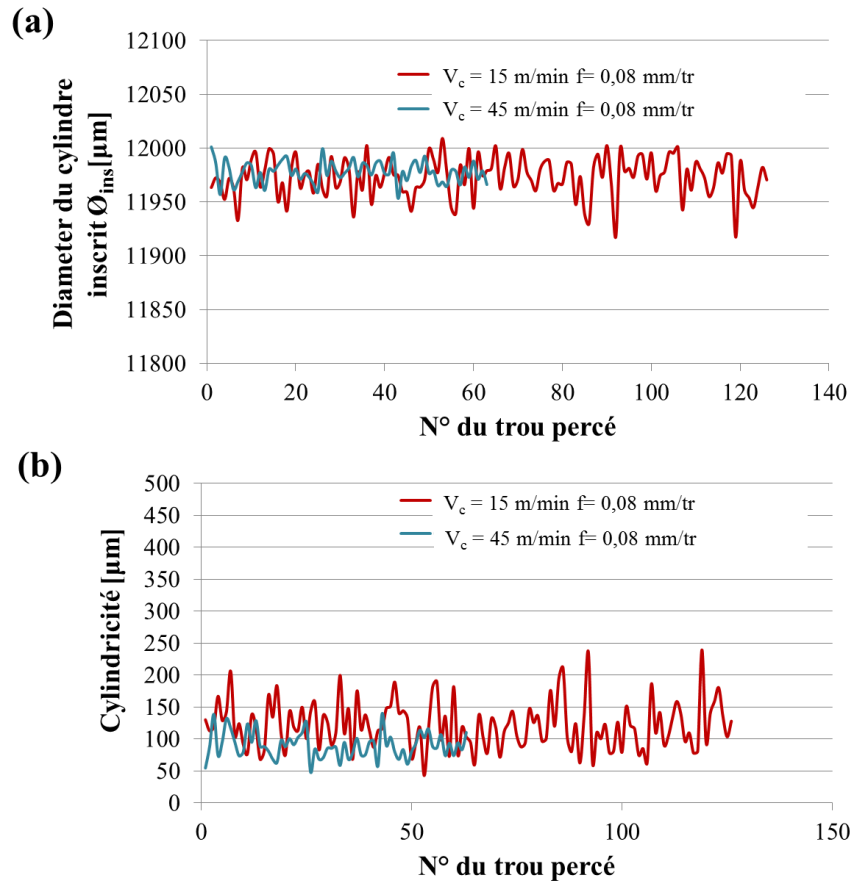


Figure II.36 : Evolution du diamètre du cylindre inscrit et de la cylindricité pour les cas avec assistance cryogénique correspondants aux deux campagnes d'usure réalisées

Par ailleurs, la Figure II.37 fait la comparaison des rugosités arithmétique et totale pour ces deux mêmes conditions. Les résultats montrent que R_a et R_t sont significativement inférieurs en entrée de trou dans le cas $V_c = 45$ m/min et équivalents au cas $V_c = 15$ m/min en milieu et sortie de trou, bien que légèrement inférieur en milieu et légèrement supérieur en sortie.

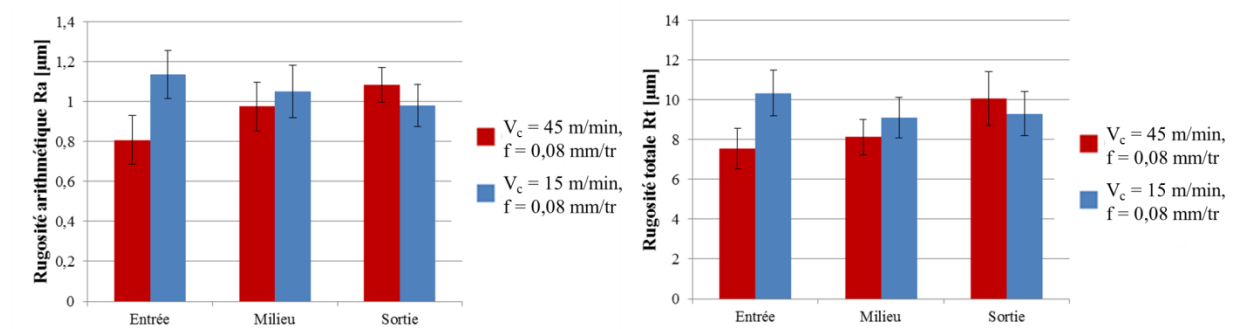


Figure II.37 : Evolution de (a) la rugosité arithmétique R_a et (b) la rugosité totale R_t pour les cas avec assistance cryogénique correspondants aux deux campagnes d'usure réalisées

Ainsi, malgré une légère diminution du diamètre cylindre moyen, qui n'a aucun intérêt pratique, le cas $V_c = 45$ m/min semble donner des trous de qualités dimensionnelles et topologiques légèrement meilleures tout en proposant une productivité trois fois supérieure au cas $V_c = 15$ m/min.

II.4.3. Conclusions

La première campagne d'usure a été réalisée dans le but de montrer le potentiel de l'assistance cryogénique vis-à-vis d'une augmentation de la productivité et c'est pourquoi le choix des conditions opératoires s'est porté sur une vitesse de coupe V_c élevée (45 m/min) pour intensifier la génération de chaleur, et une avance f basse (0.08 mm/tr) pour rester en accord avec le contexte du perçage d'empilages hybrides.

Dans le cas du perçage avec assistance cryogénique, la totalité d'une éprouvette a été percée pour un total de 63 trous pour lesquels les efforts de coupe et la forme sont restés stables. En effet, le diamètre du cylindre inscrit reste dans une plage de 0,05 mm en dessous du Ø12 mm et la cylindricité reste en dessous des 0,15 mm. Dans le cas de l'usinage à sec et au vu de l'épaisseur de 30 mm de l'éprouvette ainsi que des conditions de coupe visiblement sévères, un départ de feu s'est déclaré après seulement 18 trous, marquant par conséquent l'arrêt de la campagne. Néanmoins, les 18 trous percés permettent de voir une tendance au rétrécissement de diamètre en milieu et fin de trou, soit une accentuation du phénomène de resserrement de trou que l'on peut supposer être lié à l'accumulation thermique progressive au fil des perçages et que l'on peut constater pendant le perçage par la détermination des hauteurs de contact entre les listels et la paroi du trou. De plus il est à noter que dans le cas avec assistance cryogénique, la fragmentation des copeaux s'est révélée être bien meilleure que dans le cas à sec où des difficultés d'évacuation, menant à la formation de pelotes, se sont produites. Par contre, les résultats concernant les rugosités ont été équivalents pour les deux cas, ce qui reste anecdotique lorsque le déroulement de cette campagne est pris en considération.

Au regard des résultats de cette première campagne, il a été décidé d'en faire une seconde en optant pour une approche orientée cette fois-ci vers l'augmentation de la durée de vie des outils, c'est-à-dire en conservant les conditions de coupe classiques à basse vitesse de coupe V_c (15 m/min) et basse avance f (0.08 mm/tr). De même, la temporisation entre les trous a été doublée au vu de l'importante accumulation de chaleur constatée lors de la précédente campagne.

Malgré la volonté d'utiliser des conditions moins rudes pour être en mesure de percer un plus grand nombre de trous, les résultats de cette deuxième batterie d'essais ont encore une fois montré les limites de l'usinage à sec. En effet, après une accentuation rapide du phénomène de resserrement du trou, allant de pair avec une augmentation des efforts de coupe au fil des trous percés ainsi que des variations significatives de la forme et des dimensions des trous réalisés, l'insert utilisé a subi une casse inopinée, mettant un terme à la campagne pour cette condition après 22 trous seulement. Concernant le cas de l'assistance cryogénique, deux éprouvettes entières ont été percées dans le but de vérifier que la forme et les dimensions des trous restaient stables même après un grand nombre de trous, ce que les résultats ont pu confirmer. En effet, le diamètre du cylindre inscrit est resté dans une plage de 0,05 mm en dessous du Ø12 mm et la cylindricité est restée en dessous des 0,2 mm. De plus, il est à noter que les rugosités arithmétique et totale R_a et R_t ont été meilleures dans le cas avec assistance cryogénique.

Finalement, en plus d'avoir encore une fois confirmé l'importance du rôle de la thermique dans le phénomène de resserrement du trou en perçage de Ti6Al4V, les résultats sont prometteurs en ce qui concerne l'intérêt que pourrait revêtir l'assistance cryogénique dans un contexte de production. En effet, les résultats ont été probants que ce soit en orientant les essais vers une augmentation de la productivité ou vers une augmentation de la durée de vie. De plus, il a même été prouvé que les résultats étaient encore meilleurs à haute vitesse de coupe - ici 45 m/min contre 15 m/min - en ce qui concerne la forme et les dimensions des trous réalisés, mais aussi la rugosité des surfaces usinées. Ainsi, il se pourrait que l'assistance cryogénique permette à la fois une augmentation de la durée de vie, de la productivité et de la précision dimensionnelle, tout en étant une solution propre ainsi que respectueuse de l'environnement et de la santé des opérateurs.

II.5. Conclusion générale et perspective sur les études préliminaires

Ce deuxième chapitre présentait les essais préliminaires réalisés dans le cadre de ce projet de thèse sur l'analyse et l'optimisation des effets de l'assistance cryogénique en perçage de Ti6Al4V. L'étude bibliographique menée n'ayant pas donné d'éléments concernant la technique de perçage, la première campagne d'essais qui a été menée devait permettre d'investiguer les effets de l'assistance cryogénique.

Cette première batterie d'essais aura permis de comparer le perçage à sec et avec assistance cryogénique pour neuf couples de conditions de coupe différentes, permettant non seulement de voir l'impact général de l'assistance, mais aussi l'influence des conditions de coupe sur celui-ci. De plus, ces essais auront permis de confirmer l'importance du phénomène de resserrement du trou en perçage de Ti6Al4V, que ce soit pendant le perçage au travers des efforts de coupe ou post-usinage, via les dimensions et forme des trous réalisés. Le rôle clé de la thermique sur le phénomène du resserrement du trou a lui aussi pu être mis en évidence. Ainsi, cette campagne préliminaire justifie le choix qui a été fait de s'orienter vers le phénomène de resserrement du trou au cours de cette thèse.

Dans un second temps, les campagnes d'usure réalisées avaient pour objectif de vérifier le potentiel de l'assistance cryogénique concernant les problématiques d'usure dans le Ti6Al4V. Par conséquent, deux campagnes ont été réalisées : l'une visant à déterminer la capacité de l'assistance à être utilisée pour augmenter la productivité, l'autre visant à déterminer si elle était capable de prolonger la durée de vie des outils.

Ainsi, ces campagnes ont montré la supériorité indiscutable de l'assistance cryogénique par rapport à la condition à sec lorsqu'il s'agit de s'affranchir des problèmes thermiques habituellement rencontrés dans le perçage de Ti6Al4V. En plus d'avoir percé un nombre 3 à 6 fois plus conséquent que dans le cas à sec où les essais ont dû être arrêtés soit pour casse, soit pour départ de feu, les mesures réalisées ont démontré que la stabilité de la forme et des dimensions des trous restait excellente malgré le nombre de trous réalisés, d'autant plus que rien n'indiquait que plus de trous ne pouvaient pas être percés dans les cas avec assistance cryogénique. En outre, le fait que les trous aient été de qualités dimensionnelle et topologique légèrement meilleures dans le cas $V_c = 45$ m/min par rapport au cas $V_c = 15$ m/min, pour la même avance $f = 0,08$ mm/tr, semble indiquer qu'il serait possible d'augmenter à la fois la durée de vie des outils et la productivité. Par conséquent, il faudrait multiplier les essais d'usure en condition réelle afin de définir la fenêtre opératoire réelle de l'assistance cryogénique en perçage de Ti6Al4V avec un type d'outil donné : peut-être est-il possible d'augmenter encore la vitesse de coupe sans pour autant que les bénéfices de l'assistance soient détériorés. D'autre part, ces essais d'usure ont encore une fois confirmé l'importance du phénomène de resserrement du trou qui dans le cas à sec n'a cessé de s'intensifier au fil des perçages, allant de pair avec l'accumulation thermique due à la cadence imposée, et ce jusqu'à ce qu'un incident mettant fin à la campagne survienne.

Finalement, et comme pressenti initialement, ces deux campagnes, en plus d'avoir permis de capitaliser un nombre conséquent d'informations sur les effets de l'assistance cryogénique en perçage de Ti6Al4V, ont confirmé le choix de l'étude du resserrement du trou pendant ce projet. Ainsi, le chapitre suivant présentera la stratégie adoptée pour l'étude de ce phénomène ainsi qu'une méthode expérimentale innovante permettant la détermination des chargements mécaniques induits par le phénomène.

Chapitre III

–

Etude du resserrement du trou : détermination des chargements mécaniques induits par le phénomène

III.1. Introduction : stratégie adoptée pour l'étude du resserrement

Les données résultantes des essais présentés au chapitre précédent ont permis de mettre en évidence le rôle clé du resserrement du trou en perçage du Ti6Al4V et ont pu confirmer le lien étroit entre ce phénomène, les efforts mesurés et la forme finale des trous réalisés. En outre, il a été démontré que l'aspect thermique avait une influence majeure sur l'intensité du resserrement. Ainsi, comme illustré Figure III.1, il a été jugé nécessaire d'identifier les formes et intensités des chargements mécaniques et thermiques, l'idée étant de découpler les effets du resserrement du trou dans les conditions à sec et avec assistance cryogénique.

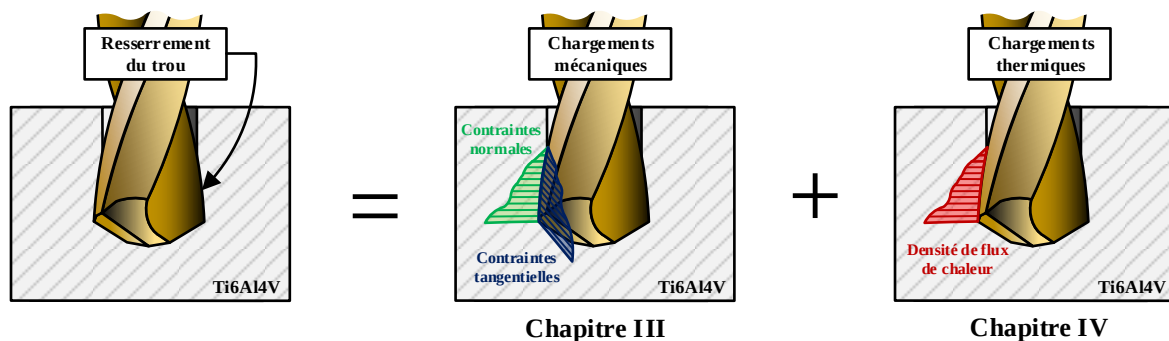


Figure III.1 : Stratégie de découplage des chargements mécaniques et thermiques

Au vu du choix réalisé, la première étape a été la détermination des chargements mécaniques induits par le resserrement du trou. En pratique, le resserrement du trou se manifeste tel que présenté sur la Figure III.2. Lors d'un perçage dans le Ti6Al4V, le diamètre réel du trou réalisé est en réalité plus petit que le diamètre théorique du trou qui correspond au diamètre du foret. En raison de la conicité arrière du foret, cela mène à un contact entre les listels et la pièce dont la hauteur est directement liée au resserrement diamétral du trou. En conséquence, ce phénomène induit deux types de chargements mécaniques sur les listels :

- Des chargements tangentiels, dus aux frottements de la pièce avec les listels. Ceux-ci peuvent être déterminés par des moyens conventionnels permettant la mesure du couple, par exemple par le biais d'un dynamomètre rotatif. En outre, il est à noter que de manière évidente, ces frottements ont aussi un rôle important sur la génération de chaleur pendant l'opération.
- Des chargements radiaux, dus au resserrement de la paroi du trou sur les listels. Ceux-ci ne peuvent pas être déterminés par des moyens conventionnels car les efforts résultants se compensent.

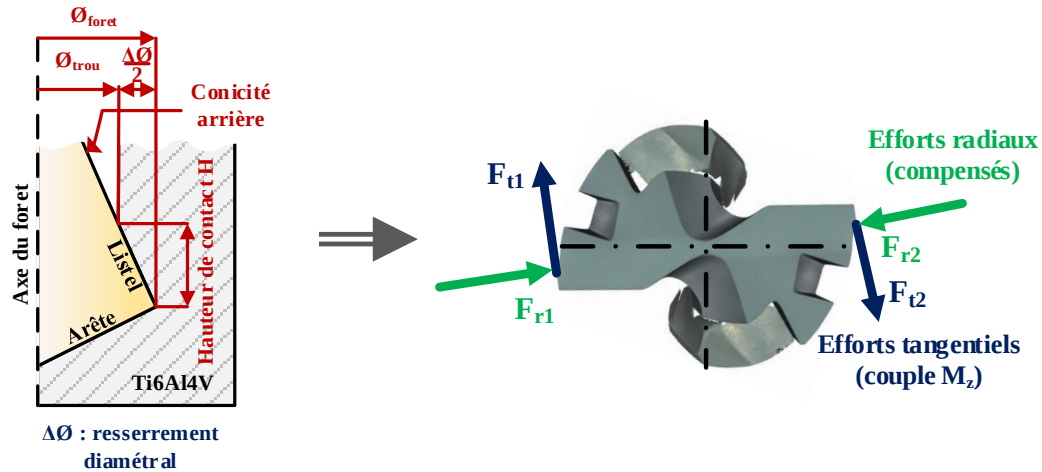


Figure III.2 : Resserrement du trou et efforts induits

Ainsi, la raison d'être de ce chapitre est de présenter la démarche expérimentale innovante qui a été développée dans le but de déterminer les chargements mécaniques induits sur les listels par le resserrement du trou. Notamment, la démarche proposée permet la détermination des efforts radiaux F_{r1} et F_{r2} qui constituaient le frein principal à la connaissance des chargements mécaniques pendant l'opération. La Figure III.3 présente un synoptique des étapes du développement exposé dans ce chapitre ainsi que les sections associées afin servir de repère pendant la lecture de celui-ci.

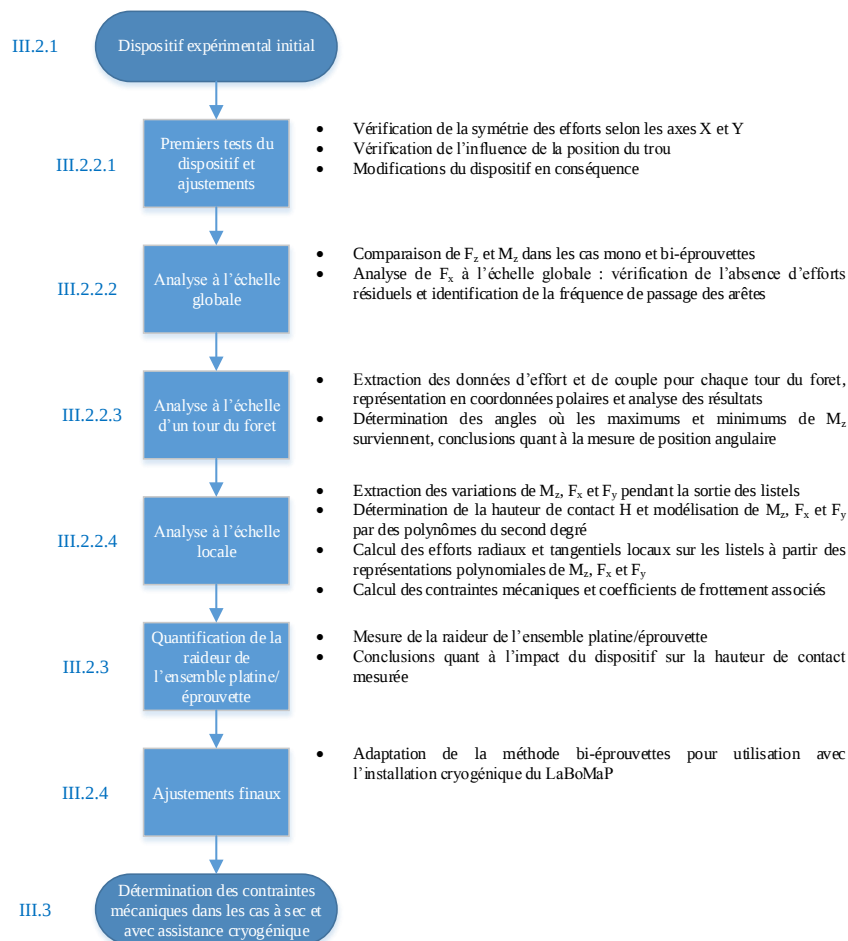


Figure III.3 : Synoptique des étapes de développement de la démarche de détermination des chargements mécaniques

III.2. Développement d'une méthode innovante « bi-éprouvettes » de mesure des efforts radiaux

III.2.1. Dispositif expérimental initial

Les essais de perçage ont été réalisés sur une machine-outil à commande numérique DMG 85V 3 axes. Les trous ont été percés à l'aide d'outils ISCAR composés d'un corps d'outil en acier SUMOCHAM (référence DCN 120-060-16-5D) et de plusieurs inserts interchangeables en carbure de tungstène (référence ICM 120 IC908) de diamètre 12 mm et dont les caractéristiques géométriques ont été explicitées dans la section II.2.2. L'épaisseur des plaques de Ti6Al4V (traité β) était de 25,5 mm.

Le but de l'expérience était de pouvoir mesurer les efforts radiaux induits par le resserrement du trou en perçage de Ti6Al4V. Ainsi, comme le montre la Figure III.4, les trous ont été percés entre deux plaques qui étaient en contact afin d'éviter d'être dans une situation où la coupe serait trop discontinue. L'une des plaques était fixée à un dynamomètre KISTLER type 9257A à 3 composantes et l'autre était fixée à un dynamomètre KISTLER type 9257B à 3 composantes également, permettant de mesurer les efforts dans le plan perpendiculaire à l'axe du foret. De plus, le couple et l'effort axial ont été mesurés à l'aide d'un dynamomètre rotatif KISTLER type 9123C.

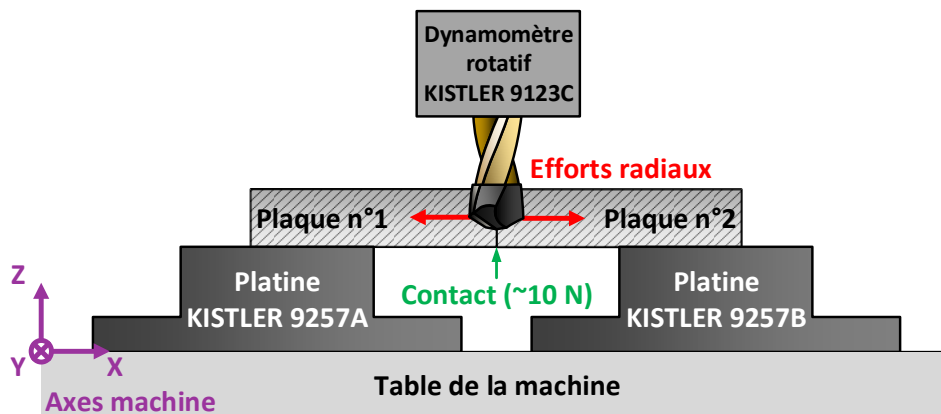


Figure III.4 : Schéma de principe du dispositif expérimental de mesure des efforts radiaux

La position angulaire des arêtes a été mesurée en détournant les signaux provenant du codeur de broche. Comme le montre la Figure III.5, la position angulaire de référence a été choisie de telle manière que $\theta_{\text{mesuré}} = 0^\circ$ corresponde à l'angle où les arêtes principales sont parallèles à l'axe X du centre d'usinage.

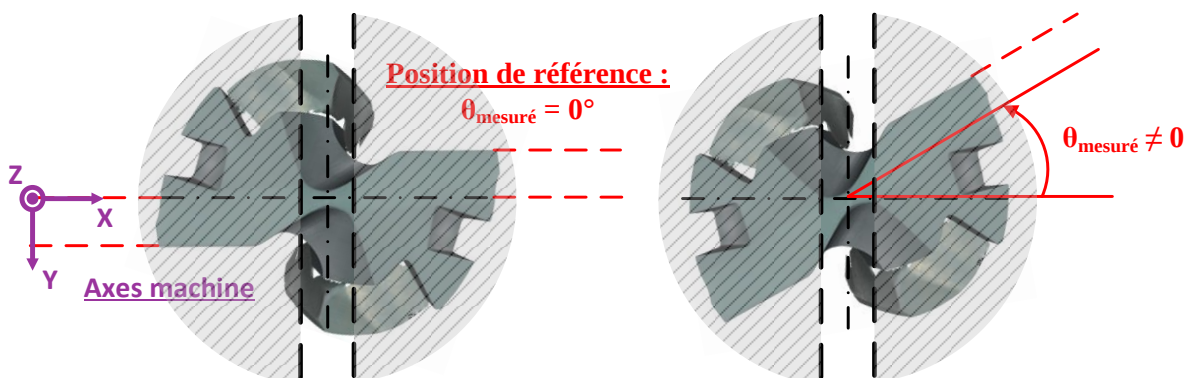


Figure III.5 : Position angulaire de référence

Les essais de perçage ont été réalisés à sec pour les vitesses de coupe (V_c) et avances par tour (f) décrites ci-dessous sur la Figure III.6 :

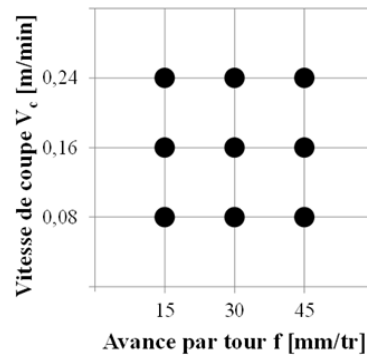


Figure III.6 : Conditions de coupe testées pour la mesure des efforts radiaux

Par la suite, les essais réalisés avec ce dispositif expérimental et visant à mesurer les efforts radiaux seront désignés comme faisant partie du « cas bi-échantillons », par opposition à la manière usuelle de mesurer des efforts, sur une éprouvette fixée à une platine unique, qui sera désignée comme faisant partie du « cas mono-échantillon » ou « cas conventionnel ».

III.2.2. Résultats et discussion

III.2.2.1. Vérification du bon fonctionnement du dispositif et premiers ajustements

La Figure III.7 fait la comparaison entre les efforts mesurés selon l'axe X de la machine dans le cas bi-échantillons et dans le cas mono-échantillon. Dans ce dernier, le signal de F_x oscille autour de 0 N et ne permet pas d'avoir d'informations quant aux efforts radiaux et tangentiels induits par la coupe et le resserrement du trou. Par contre, le cas bi-échantillons permet de voir une évolution au cours du temps, ce qui confirme que la méthode permet de mesurer des efforts dans le plan perpendiculaire à l'axe du foret.

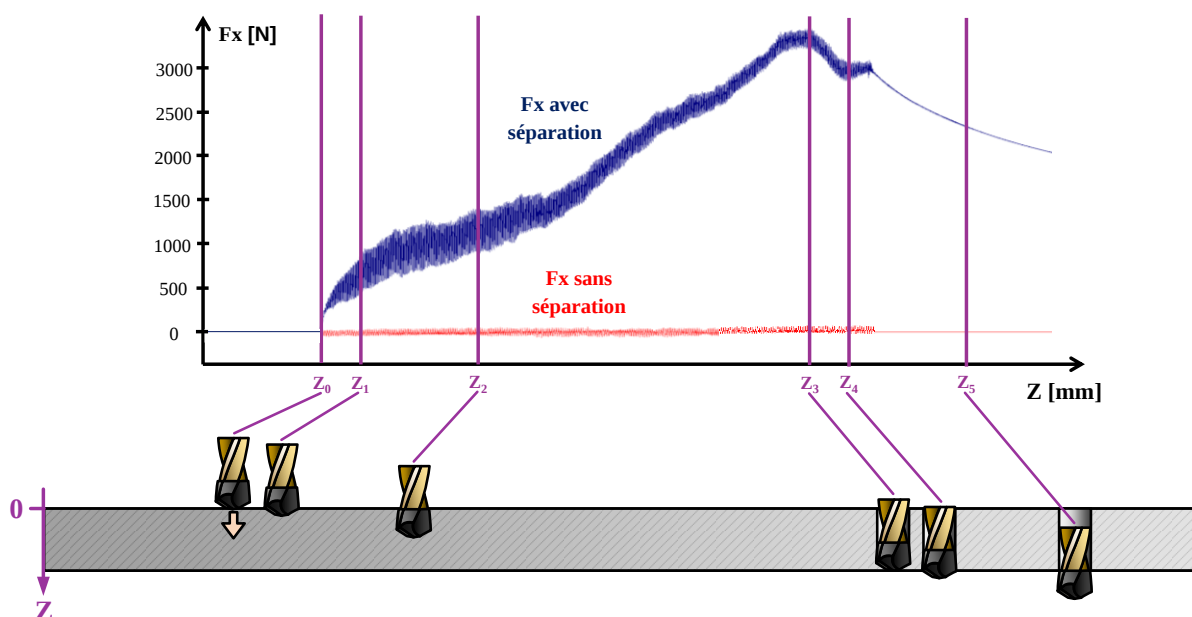


Figure III.7 : Comparaison des signaux acquis avec et sans séparation d'échantillons

Néanmoins, comme le montre la Figure III.8, des efforts résiduels subsistent après la fin du perçage et la remontée du foret. Ces efforts décroissent ensuite en suivant une loi exponentielle et peuvent être expliqués par la dilatation des éprouvettes qui sont d'ores et déjà en contact l'une contre l'autre et refroidissent progressivement après le perçage. D'autre part, la Figure III.8 permet aussi d'observer que les efforts sur les deux platines sont bien symétriques.

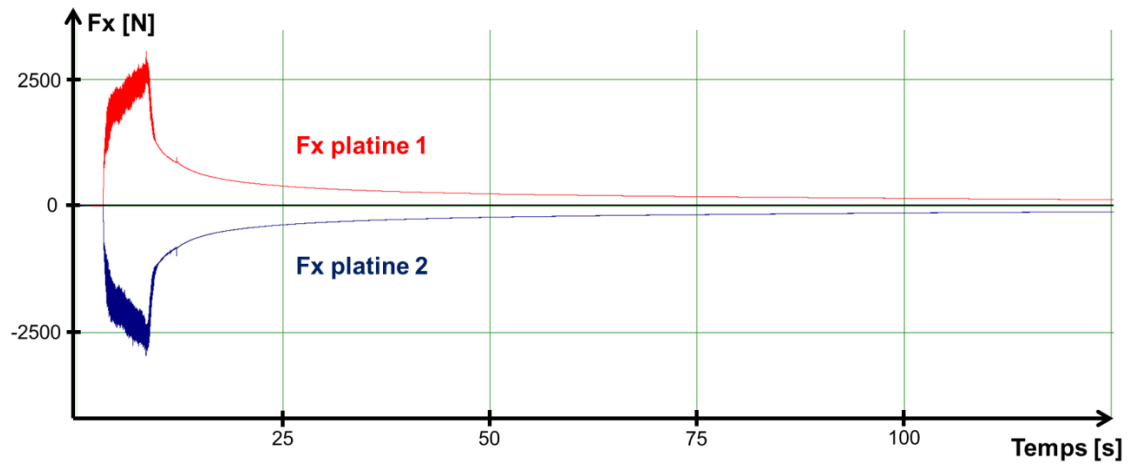


Figure III.8 : Comparaison de F_x pour les deux platines et mise en évidence d'efforts résiduels

Ainsi, il est nécessaire de vérifier que les efforts induits par la dilatation des éprouvettes sont répétables et ne dépendent pas de la position du trou entre les deux éprouvettes. Comme le montre la Figure III.9, ce n'est pas le cas et la position du trou a une influence importante sur les efforts induits pour les mêmes conditions de coupe, ce qui rend les résultats difficilement exploitables dans cette configuration. Ces différences liées à la position du trou peuvent s'expliquer par les imperfections dans le contact entre les deux éprouvettes qui se dilatent l'une contre l'autre.

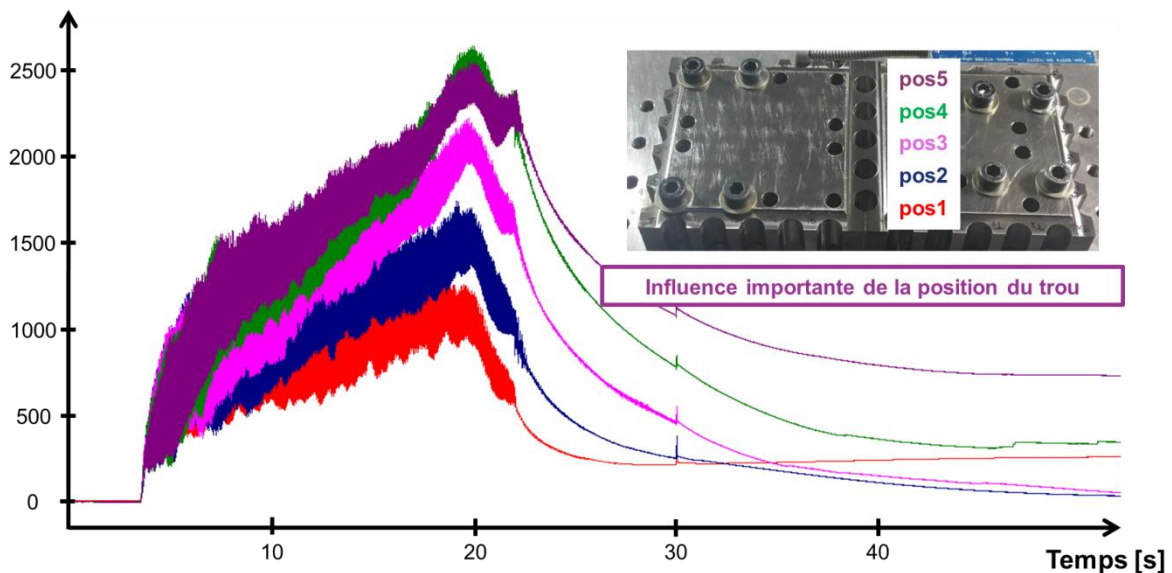


Figure III.9 : Influence de la position du trou sur les efforts induits par la dilatation des éprouvettes

Finalement, au vu des premiers résultats obtenus, il a été décidé de reproduire les essais selon le même principe mais en faisant deux modifications :

- L'introduction d'un jeu entre les deux éprouvettes pour éviter d'avoir des efforts induits qui ne sont pas maîtrisés. Après plusieurs essais, un jeu de 1 mm a été retenu car il fallait que celui-ci soit suffisant pour empêcher les copeaux de se coincer entre les éprouvettes et/ou la formation de bavures entre celles-ci.
- L'utilisation d'un seul dynamomètre : la platine KISTLER 9257B couplée à une réplique d'elle-même réalisée en acier. En effet, la symétrie des efforts sur les deux platines ayant été vérifiée, les essais n'en nécessitent qu'une seule finalement.

La configuration retenue pour le dispositif expérimental est schématisée sur la Figure III.10. Il a été décidé, au vu de la présence du jeu de 1 mm entre les éprouvettes, d'utiliser un insert neuf pour chaque trou réalisé. En effet, en plus de mener à une fragmentation non naturelle des copeaux, l'introduction de cet espace induit chocs et vibrations, ce qui donne lieu à une usure très rapide des inserts et rend ainsi nécessaire cette précaution. Par conséquent, chaque condition de coupe est répétée une unique fois dans un premier temps.

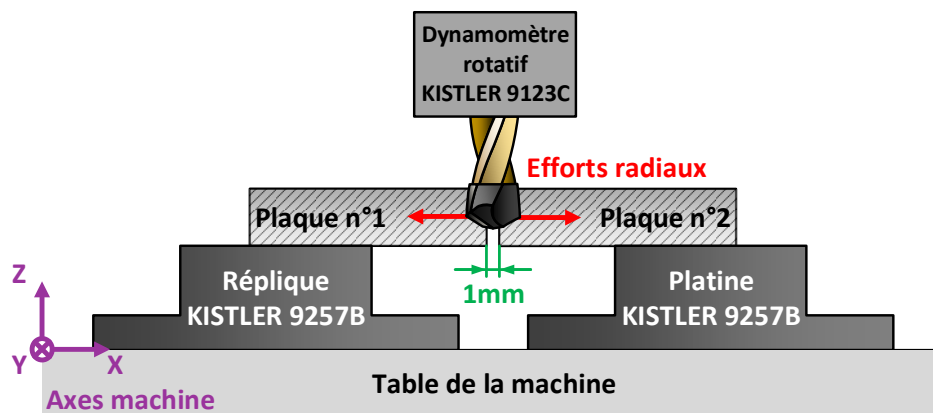


Figure III.10 : Configuration retenue pour le dispositif expérimental de mesure des efforts radiaux

III.2.2.2. Résultats à l'échelle globale

Avant toute chose, comme le cas bi-éprouvettes diffère du cas classique mono-éprouvette, il était important de vérifier les différences entre les deux configurations. Dans le but d'identifier et de quantifier ces différences, l'effort axial F_z et le couple M_z ont été mesurés à l'aide du dynamomètre rotatif KISTLER type 9123C et les résultats ont été confrontés à ce qui est obtenu dans le cas mono-éprouvette.

Ainsi, la Figure III.11 montre la comparaison pour l'effort axial F_z dans le cas d'un perçage à $V_c = 30$ m/min et $f = 0,08$ mm/tr. Dans les deux cas, les résultats ont été filtrés en utilisant un filtre de Butterworth (ordre 4, fréquence de coupure de 10 Hz) afin d'obtenir un signal s'affranchissant des phénomènes de haute fréquence. La différence en effort axial est significative, le maximum atteint dans le cas mono-éprouvette étant de 1643 N tandis qu'il est de 1125 N dans le cas bi-éprouvettes. Ce dispositif expérimental mène à un effort axial qui est 31,5 % inférieur à celui du cas usuel. Cela peut être expliqué par le fait que dans le cas bi-éprouvettes, il n'y a pas de matière à usiner au centre du foret du fait du jeu de 1 mm utilisé. En effet, comme [Poutord, 2014] l'avait démontré, l'âme et les arêtes centrales du foret ont un taux de participation élevé dans l'effort axial global.

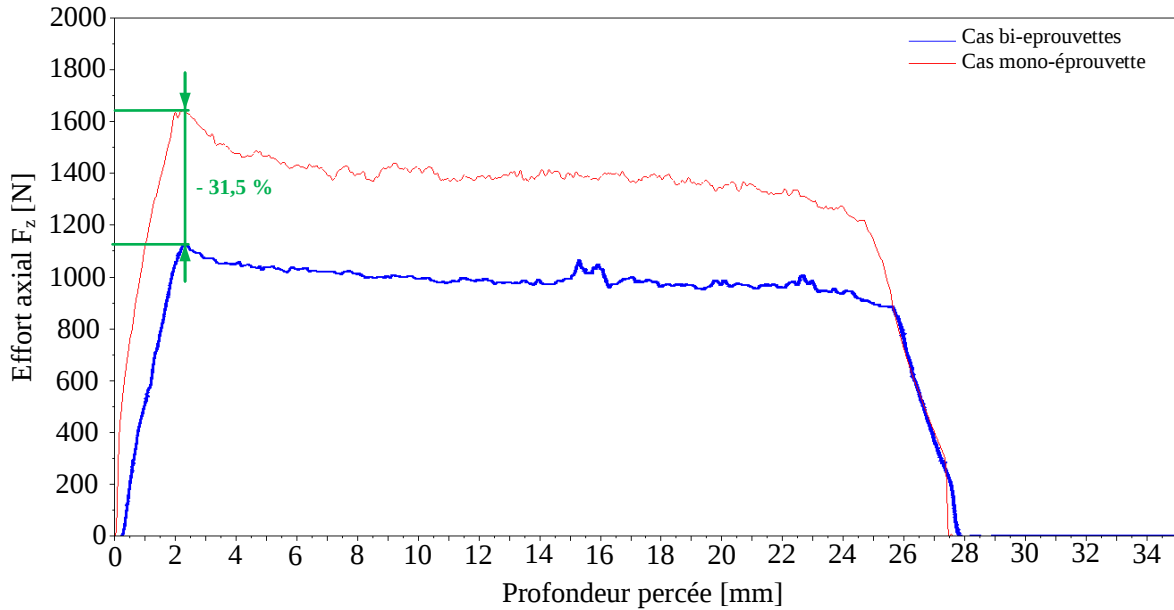


Figure III.11 : Comparaison de l'effort axial F_z obtenu dans les cas mono et bi-éprouvettes

La Figure III.12 montre la comparaison pour le couple M_z , pour les mêmes paramètres de coupe, dans les cas mono et bi-éprouvettes. Les résultats ont été filtrés de la même manière que pour l'effort axial. Les différences sont ici aussi significatives, le maximum dans le cas mono-éprouvettes étant de 6,8 N.m tandis qu'il est de 6 N.m dans le cas bi-éprouvettes, ce qui est 11,7% inférieur au cas usuel. Cette différence ne peut cependant pas ici s'expliquer par le manque de matière à couper au centre car comme [Poutord, 2014] l'avait prouvé, la contribution du centre du foret au couple M_z global est très faible. En outre, il y a une différence remarquable dans l'évolution du couple : dans le cas mono-éprouvette, le maximum est atteint rapidement tandis que dans le cas bi-éprouvettes, celui-ci met plus de temps à être atteint. Ainsi, et au vu des résultats du Chapitre II concernant l'impact du resserrement du trou sur M_z , il est probable que l'utilisation de la méthode bi-éprouvettes induise une perturbation du phénomène de resserrement.

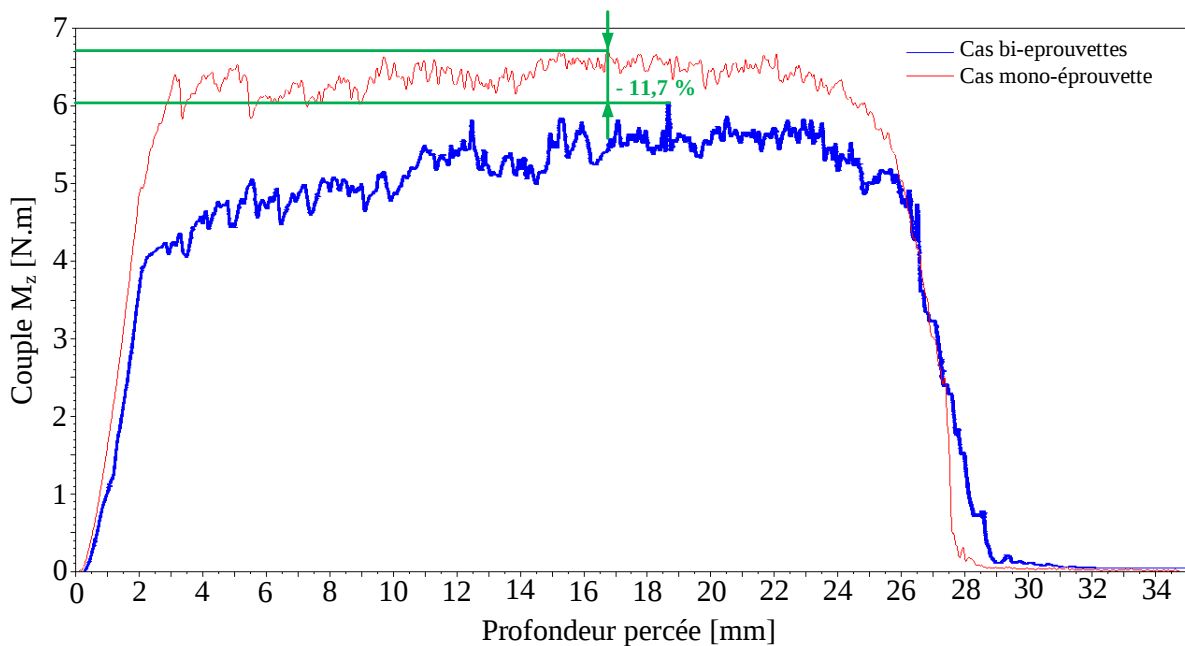


Figure III.12 : Comparaison du couple M_z obtenu dans les cas mono et bi-éprouvettes

Une fois que les différences ont été soulignées entre un perçage classique dans le plein et un perçage bi-éprouvettes, les efforts mesurés avec la platine KISTLER 9257B ont été analysés, d'abord à l'échelle globale. Ainsi, la Figure III.13 montre les résultats bruts pour les efforts F_x selon l'axe X de la machine et de la platine de mesure d'efforts ainsi qu'un zoom sur quelques tours du foret et sur la sortie du foret après le perçage. Cela a permis de vérifier que lorsque le foret remonte, les efforts s'annulent bien et qu'il n'y a donc pas d'effort résiduel dans cette configuration. De plus, cela a permis de vérifier que les oscillations du signal correspondent bien au passage des arêtes en calculant et comparant la fréquence des oscillations avec celle du passage des arêtes qui étaient toutes deux de 26,5 Hz. Ces observations sont aussi valables pour l'effort F_y dans la direction Y du centre d'usinage et de la platine de mesure.

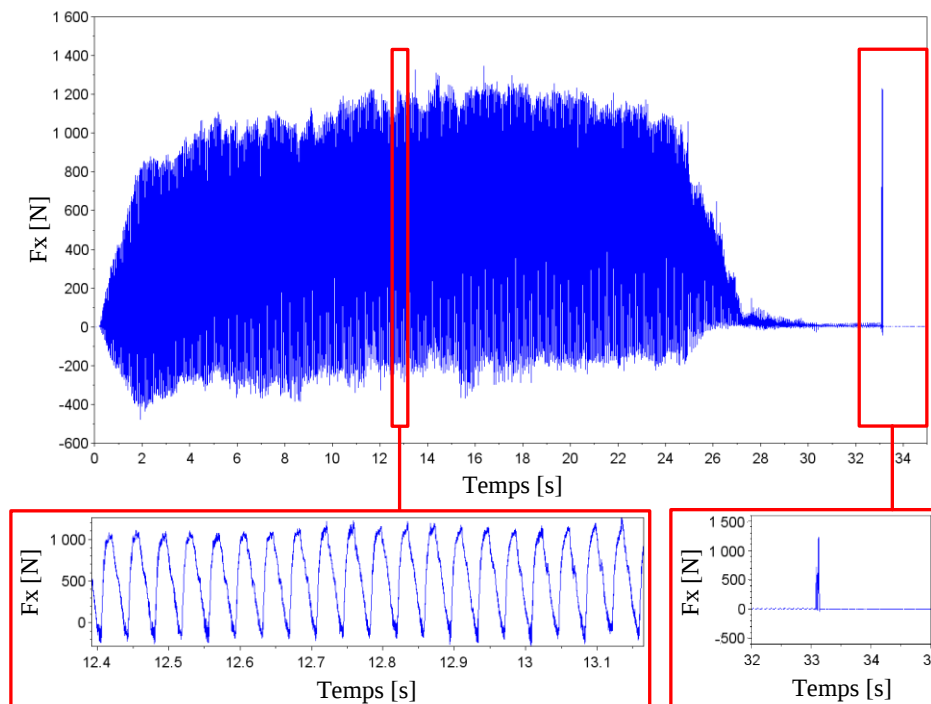


Figure III.13 : Effort F_x en fonction du temps pour un perçage bi-éprouvettes

III.2.2.3. Représentation en coordonnées polaires

Sans une étude plus approfondie des signaux mesurés, il est pratiquement impossible d'obtenir l'information recherchée qui est l'évaluation des efforts radiaux appliqués au foret. C'est pourquoi chaque tour du foret a été traité séparément et les efforts ont été exprimés en fonction de la position angulaire des arêtes $\theta_{mesuré}$. La Figure III.14 montre ces représentations polaires de F_x , F_y et M_z pour un tour complet du foret. Le tour représenté correspond à une profondeur percée entre 13,28 mm et 13,36 mm, endroit où les arêtes et les listels de l'insert sont déjà entièrement entrés entre les deux plaques de Ti6Al4V.

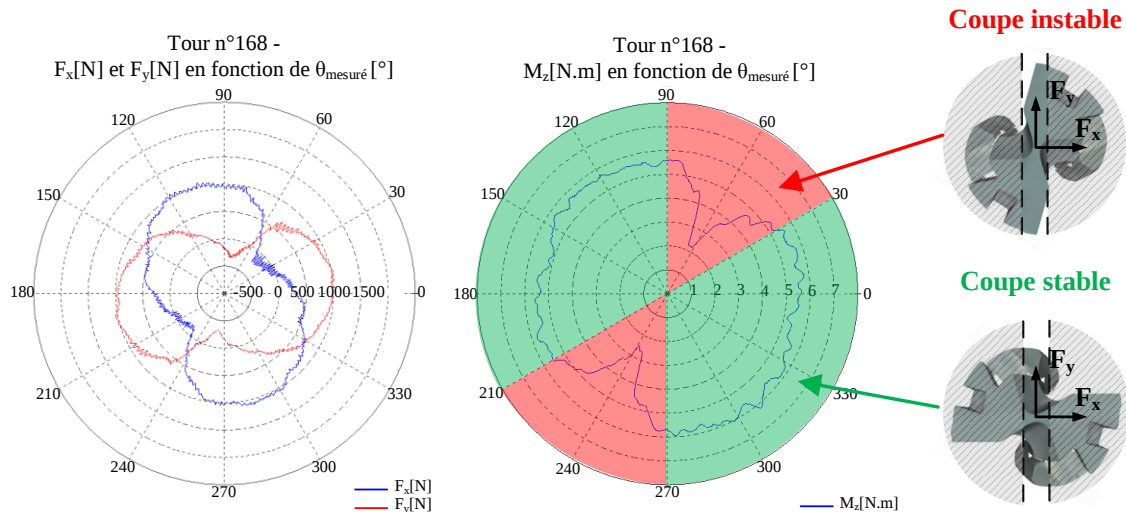


Figure III.14 : F_x , F_y et M_z en fonction de θ_{mesure} pour le 168e tour du foret.

Concernant les efforts dans les directions X et Y , étant donné que le repère de mesure est fixe alors que le foret tourne, les données sont difficiles à analyser en l'état et pour un seul tour. Néanmoins, la forme de ces signaux est particulière et contient deux minimums et deux maximums pour une révolution complète. Le couple M_z est plus facile à interpréter étant donné que la mesure ne dépend pas du système de coordonnées et est synchronisée avec θ_{mesure} . Dans ce cas les minimums autour de 60° et 240° correspondent au moment où les arêtes sortent d'une plaque pour entrer dans la seconde. Le reste du signal peut être considéré comme stable entre 90° et 210° et entre 270° et 30° . Cela veut dire que dans le but de calculer les efforts radiaux et tangentiels, F_x et F_y devraient être pris dans ces intervalles où l'opération est stable.

Les remarques faites au paragraphe précédent ne sont vraies que pour un tour du foret et les angles où les minimums et maximums se produisent changent en réalité tout au long du perçage et sont liés à la géométrie du foret. Dans le but d'illustrer cette affirmation, la Figure III.15 montre F_x et F_y à 4 instants différents :

- Avant le perçage (Figure III.15 a), tour n°1) ;
- Au début du perçage, quand les arêtes entrent dans la matière (Figure III.15 b), tour n°20) ;
- Au milieu du perçage quand les listels et les arêtes sont entièrement entrés entre les deux plaques (Figure III.15 c), tour n°168) ;
- A la fin du perçage lorsque les arêtes commencent à sortir de la matière (Figure III.15 d), tour n°335).

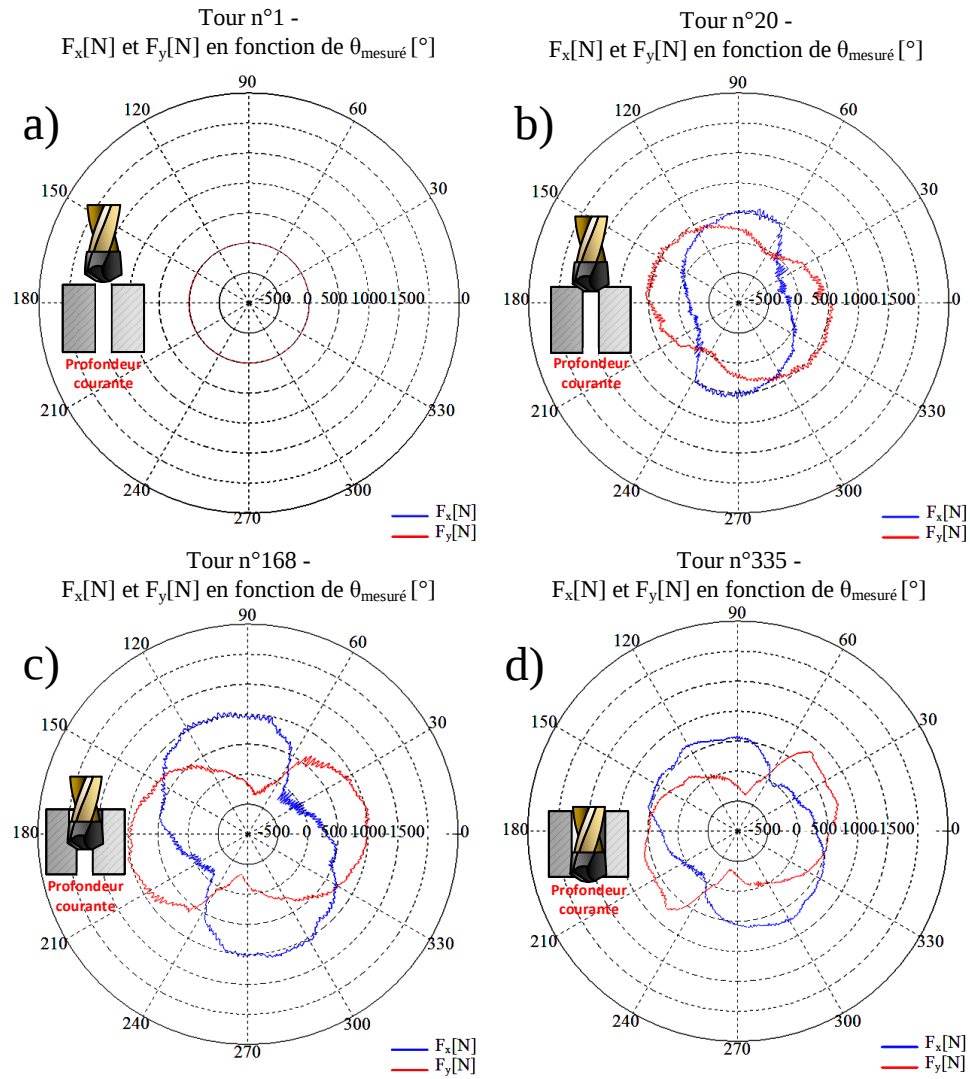


Figure III.15 : Evolution de F_x et F_y en fonction de θ_{mesure} dans le cas bi-éprouvettes

Une manière alternative d'exprimer ces changements durant le perçage est de détecter les angles où les maximums et les minimums se manifestent pour chaque demi-tour du foret. Par conséquent, la Figure III.16 permet de voir ces changements tout au long de l'opération pour le couple de coupe M_z et l'effort F_x .

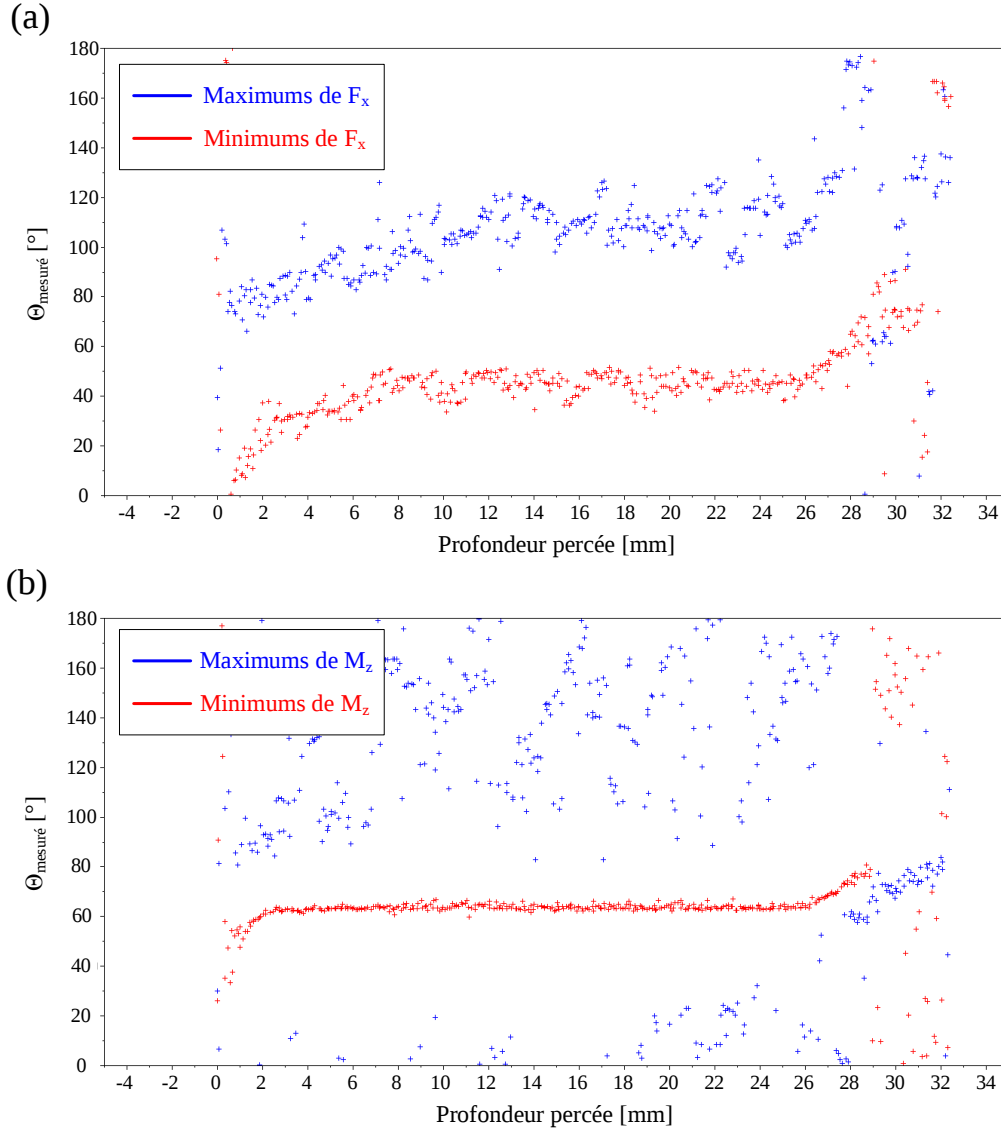


Figure III.16 : Détection des $\theta_{\text{mesuré}}$ pour lesquels les maximums et minimums de (a) F_x et (b) M_z se produisent en fonction de la profondeur percée

Concrètement, les variations mises en évidence s'expliquent par l'évolution des zones de contact entre les arêtes et la matière et entre les listels et la matière. Pour le prouver, il est possible de modéliser simplement l'opération de perçage et de déterminer les angles théoriques de contact maximal et de contact minimal, c'est-à-dire les angles respectifs pour lesquels le plus grand/le plus petit nombre de portions d'arêtes et de listels sont en prise dans la matière. Pour cela, les coordonnées (R, θ, Z) des points constituant les arêtes et les listels des inserts, déterminés dans la section II.2.2.3., sont utilisées. Celles-ci vont permettre de découper la géométrie du foret en petites portions gouvernées par des pas d'altitude $\Delta Z = \text{cste}$. Ainsi, la profondeur percée étant connue, les points de l'arête et des listels étant dans la matière seront connus.

En effet, l'utilisation d'un algorithme faisant tourner le foret de 1° à chaque pas de calcul et descendre en Z d'un pas correspondant à l'avance par tour f divisée par 360 permet de reproduire séquentiellement la cinématique de l'insert. Ainsi, en partant de $Z = 0$ et $\theta_{\text{arête}} = 0$ et en prenant en compte les dimensions des éprouvettes et du jeu les séparant, il est possible de recréer toute l'opération de perçage réalisée expérimentalement.

Pour cela, à chaque itération correspondant à une rotation de 1° et à une descente de $f/360$, il va être nécessaire de déterminer les portions d'arêtes qui sont en train d'usiner et celles qui ne le sont pas.

Concrètement, pour une portion d'arête comprise entre deux points $P_n (R_n, \theta_n, Z_n)$ et $P_{n+1} (R_{n+1}, \theta_{n+1}, Z_{n+1})$, les coordonnées cartésiennes des points sont calculés afin de connaître $P_n (X_n, Y_n, Z_n)$ et $P_{n+1} (X_{n+1}, Y_{n+1}, Z_{n+1})$ et la portion d'arête sera considérée comme active ou usinante si les conditions suivantes sont remplies :

- $|X_n| > 0,5 \text{ mm}$ et $|X_{n+1}| > 0,5 \text{ mm}$
Cela permet de prendre en compte le jeu de 1 mm entre les éprouvettes.
- $-25,5 \text{ mm} < |Z_n| < 0 \text{ mm}$ et $-25,5 \text{ mm} < |Z_{n+1}| < 0 \text{ mm}$
Cela permet de prendre en compte l'épaisseur des éprouvettes.

Ces deux conditions réunies permettent de s'assurer que la portion d'arête considérée est bien dans la matière. Ainsi, à chaque itération, chaque portion d'arête est testée et une matrice de 0 et de 1 est remplie : une colonne par itération, une ligne par portion d'arête, 0 voulant dire que la portion est inactive, 1 qu'elle usine. Ensuite, il suffit de regarder pour quel angle le nombre de portions actives est maximal ou minimal. Ainsi, la Figure III.17 fait la comparaison entre les angles expérimentaux et théoriques où les minimums de M_z surviennent en fonction de la profondeur percée. Il sera noté que la même procédure a été appliquée aux maximums, néanmoins, comme la plage angulaire où les maximums se produisent est beaucoup plus large, les résultats expérimentaux sont très dispersés (cf. Figure III.16), rendant la comparaison difficile.

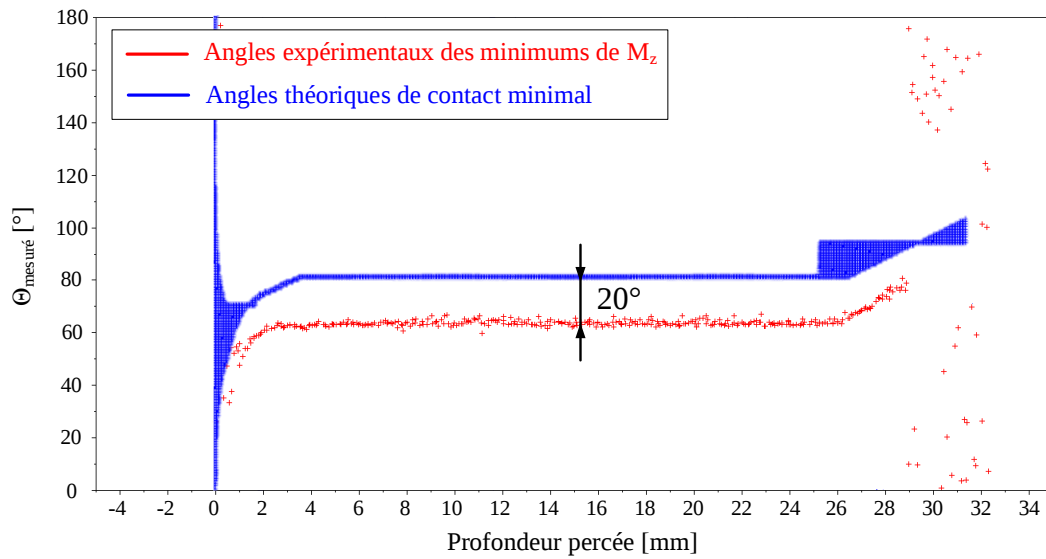


Figure III.17 : Angles expérimentaux et théoriques pour lesquels les minimums de M_z surviennent en fonction de la profondeur percée

Finalement, cette approche aura permis d'avoir une vision globale des changements survenant pendant le perçage ainsi que de les expliquer d'un point de vue théorique. De manière plus importante, cela a mené à la détection d'un écart de poursuite entre la position réelle du foret et la mesure qui correspond en réalité à la consigne de la machine. Par conséquent, il y a un décalage dynamique de $\theta_{dyn} = 20^\circ$ entre $\theta_{arête}$ et $\theta_{mesuré}$ qui doit être pris en compte dans l'approche locale utilisée. Ainsi, il sera considéré dans les sections suivantes que :

$$\theta_{arête}(t) = \theta_{mesuré}(t) + \theta_{dyn}(= cste) \quad (eq. III.1)$$

III.2.2.4. Approche locale : calcul des efforts radiaux et tangentiels sur les listels

L'intérêt de ce dispositif expérimental était de déterminer les efforts radiaux, ceux-ci n'étant pas accessibles par des moyens usuels. Afin d'obtenir cette information, la dernière étape est de calculer les efforts radiaux et tangentiels à partir des efforts F_x et F_y . Or, l'angle d'hélice des listels fait que l'orientation des efforts radiaux et tangentiels varie selon la position considérée, nécessitant une analyse à l'échelle locale.

Pour cela, les variations de F_x , F_y et M_z pendant la sortie de l'outil ont été extraites en prenant une valeur moyenne entre $\theta_{\text{mesuré}} = 1^\circ$ et $\theta_{\text{mesuré}} = -1^\circ$ pour chaque tour de l'insert. Bien que ce choix ait été arbitraire, cette plage angulaire assure que les listels sont entièrement en contact avec la surface du trou. Il est à noter que l'intérêt d'extraire M_z est d'être capable de calculer les contributions à l'effort tangentiel F_t de deux manières différentes : par la projection des contributions de F_x et F_y dans le repère local ainsi que par la division des contributions de M_z par le bras de levier agissant sur le foret. Ces deux méthodes seront détaillées ultérieurement dans cette section.

La Figure III.18 montre les variations des M_z extraits à chaque tour en fonction de la hauteur h sur les listels, allant de 0 mm à la hauteur de contact $H = 1,84$ mm qui marque la fin du contact entre listels et parois du trou dans le cas particulier de cet essai. La Figure III.18 montre aussi la régression polynomiale utilisée pour calculer les contributions M_{z_p} locales utilisées par la suite, p étant un indice correspondant à la portion de listel considérée (d'où le choix de la lettre « p » comme « portion »). La régression choisie consiste en un polynôme du second degré pour lequel l'axe de symétrie a été contraint de coïncider avec $h = H$ dans le but d'obtenir des résultats linéaires pour les contributions M_{z_p} d'une part, et de s'assurer que M_{z_p} tend vers 0 N.m à la fin du contact. Le même traitement exactement a été appliqué à F_x et F_y , permettant de calculer les contributions F_{x_p} , F_{y_p} et M_{z_p} en utilisant les équations obtenues.

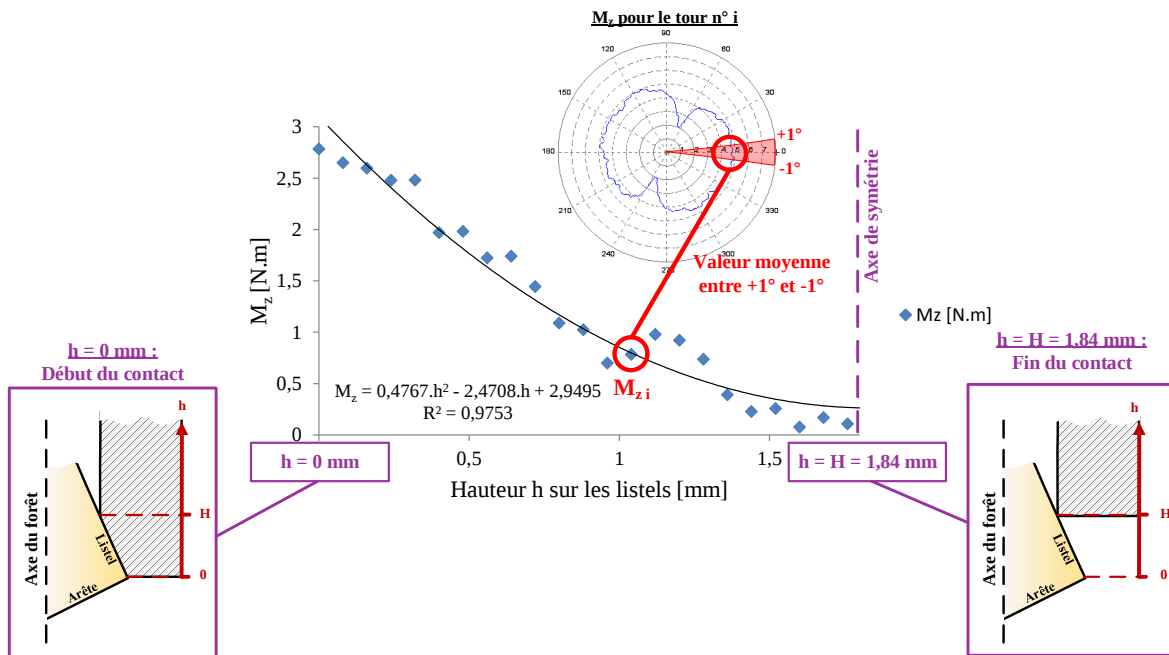


Figure III.18 : Variations de M_z en fonction de la hauteur h sur les listels

Le Tableau III.1 donne les coefficients de corrélation R^2 obtenus pour chacune des conditions et chacune des variables F_x , F_y et M_z . Cela permet de justifier la cohérence du choix du polynôme de second degré associé à la contrainte d'axe de symétrie en $h = H$. En effet, tous les coefficients de corrélation sont au-dessus de 0,9 sauf dans un cas unique qui est celui de F_x lorsque $V_c = 45$ m/min et $f = 0,08$ mm/tr.

V_c [m/min]	f [mm/tr]	$R^2 F_x$ [Ø]	$R^2 F_y$ [Ø]	$R^2 M_z$ [Ø]
15	0,08	0,946	0,996	0,985
15	0,16	0,971	0,936	0,922
15	0,24	0,978	0,970	0,972
30	0,08	0,945	0,985	0,975
30	0,16	0,963	0,979	0,983
30	0,24	0,984	0,925	0,978
45	0,08	0,863	0,961	0,964
45	0,16	0,911	0,964	0,939
45	0,24	0,985	0,983	0,988

Tableau III.1 : Coefficients de corrélation obtenus pour chaque jeu de paramètres de coupe V_c et f

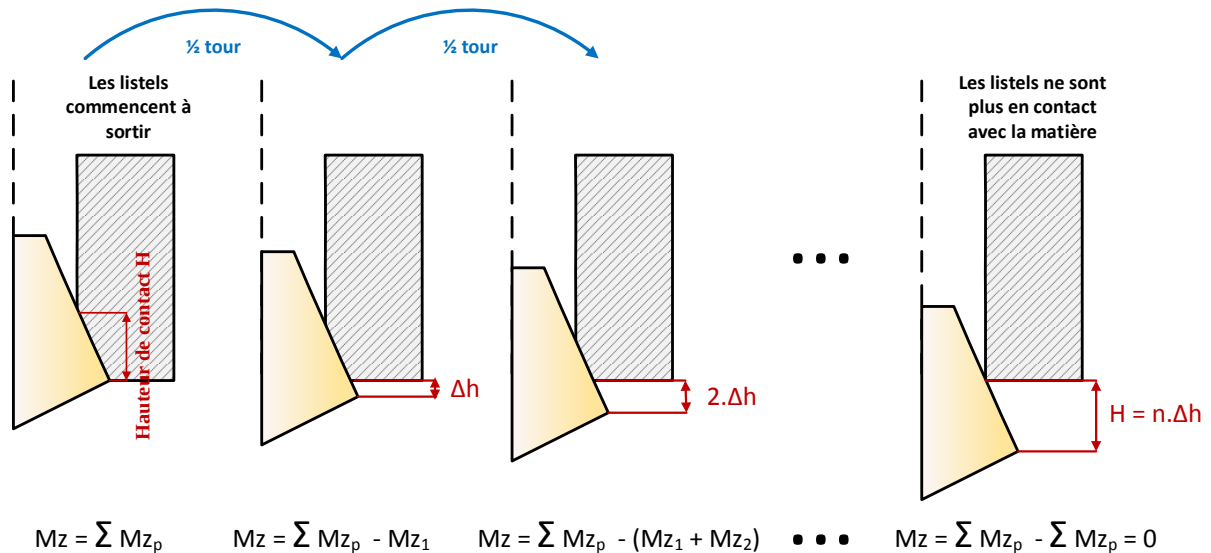
La Figure III.19 montre pour M_z le principe de décomposition en portions réalisée à partir des équations déterminées précédemment pour les grandeurs F_x , F_y et M_z qui ont été exprimés en fonction de h . La hauteur choisie pour les portions correspond à $\Delta h = f/2 = 0,04$ mm, soit la distance parcourue en Z pour chaque demi-tour du foret. La largeur des portions est la largeur des listels w_{lis} qui vaut 0,85 mm pour les outils de l'étude. De plus, comme le montre la Figure III.20, la hauteur sur les listels considérée pour la portion est centrée sur celle-ci. Ainsi, les valeurs utilisées pour les portions sont les suivantes :

$$h_p = \Delta h. \left(p - \frac{1}{2}\right) \quad (eq. III.2)$$

$$M_{z_p} = M_z \left(h_p - \frac{\Delta h}{2}\right) - M_z \left(h_p + \frac{\Delta h}{2}\right) \quad (eq. III.3)$$

$$F_{x_p} = F_x \left(h_p - \frac{\Delta h}{2}\right) - F_x \left(h_p + \frac{\Delta h}{2}\right) \quad (eq. III.4)$$

$$F_{y_p} = F_y \left(h_p - \frac{\Delta h}{2}\right) - F_y \left(h_p + \frac{\Delta h}{2}\right) \quad (eq. III.5)$$

Figure III.19 : Principe de la décomposition par portions appliqué à M_z

La Figure III.20 explicite les différents efforts appliqués à une portion. Comme évoqué précédemment, F_{r_p} et F_{θ_p} sont calculés à partir de F_{x_p} et F_{y_p} par projection dans la base locale associée à la portion de listel p dont le point central M_p est l'origine. Ainsi, ces efforts se calculent de la manière suivante :

$$F_{r_p} = F_{x_p} \cdot \cos(\theta_p) + F_{y_p} \cdot \sin(\theta_p) \quad (\text{eq. III.6})$$

$$F_{\theta_p} = -F_{x_p} \cdot \sin(\theta_p) + F_{y_p} \cdot \cos(\theta_p) \quad (\text{eq. III.7})$$

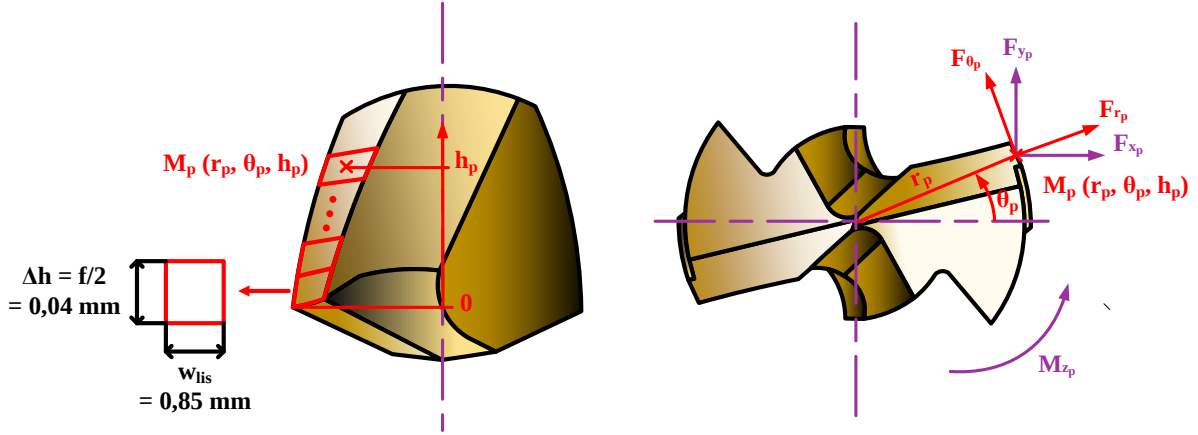


Figure III.20 : Efforts locaux appliqués à une portion de listel

De surcroît, F_{θ_p} peut être calculé à partir de la participation du couple M_{z_p} dont l'action doit être divisée par deux étant donné que la mesure réalisée par le dynamomètre rotatif concerne les deux listels :

$$F_{\theta_p} = \frac{M_{z_p}}{2} \cdot \frac{r_p}{1000} \quad (\text{eq. III.8})$$

Il est à noter que dans le cas présent :

$$r_p = \frac{\phi_{foret}}{2} \quad (\text{eq. III.9})$$

$$\theta_p = \theta_{mesuré} + \theta_{dynamique} + \theta_{listel_p} = \theta_{arête} + \theta_{listel_p} \quad (\text{eq. III.10})$$

Où :

- r_p est pris constant car la conicité arrière du foret est négligée ;
- $\theta_{mesuré} = 0^\circ$ ici car les valeurs ont été prises moyennes entre -1° et 1° ;
- $\theta_{dynamique} = 20^\circ$ ici qui est le décalage identifié dans la chaîne de mesure ;
- θ_{listel_p} dépend de la portion de listel considérée et est connu grâce aux mesures réalisées sur la CAO de l'insert dans la section II.2.2.3.

La Figure III.21 montre les résultats du calcul des efforts radiaux et tangentiels locaux, respectivement F_{r_p} et F_{θ_p} . Comme discuté précédemment, les F_{θ_p} ont été calculés de deux manières différentes, permettant ici de vérifier la cohérence des résultats obtenus par la méthode innovante proposée. En effet, les efforts F_{x_p} et F_{y_p} correspondant à une mesure globale des efforts appliqués dans le plan perpendiculaire à l'axe du foret, si la projection réalisée donne des résultats corrects pour F_{θ_p} alors en toute logique mécanique, le résultat obtenu pour F_{r_p} , autrement dit la projection de F_{x_p} et F_{y_p} sur l'axe r_p de la base (r_p, θ_p) , se doivent de correspondre aux efforts radiaux recherchés.

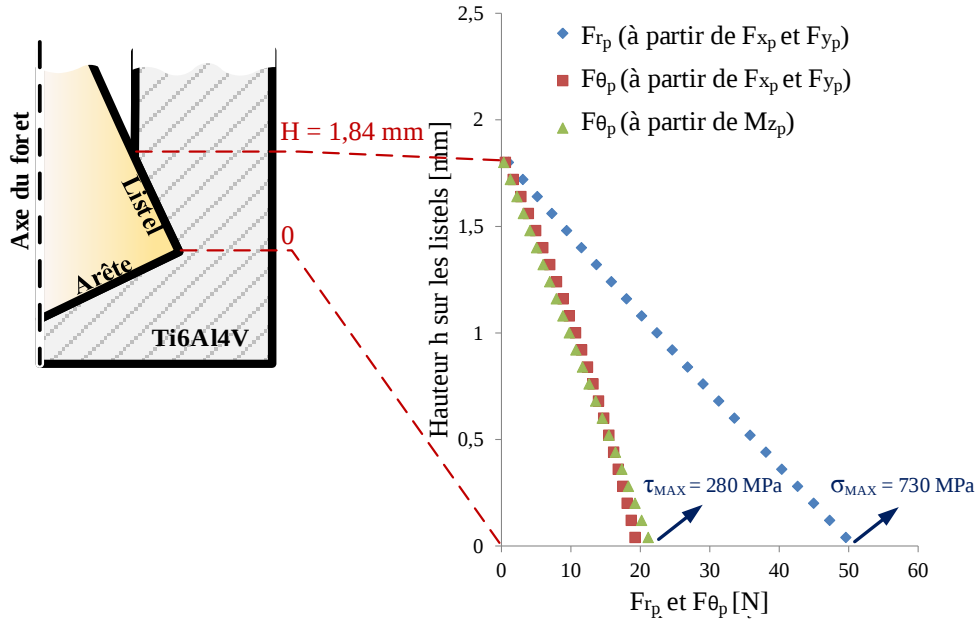


Figure III.21 : Efforts radiaux et tangentiels locaux en fonction de la hauteur h sur les listels

En outre, en utilisant les données d'effort obtenues et connaissant la largeur et la hauteur des portions de listel, il est alors possible de calculer la répartition des contraintes normales et tangentielles sur les listels :

$$\sigma_p = \frac{F_{r_p}}{w_{lis} \cdot \Delta h} \quad (eq. III.11)$$

$$\tau_p = \frac{F_{t_p}}{w_{lis} \cdot \Delta h} \quad (eq. III.12)$$

Ainsi, comme ces quantités physiques ne sont liées aux efforts que par la surface d'une portion de listel (de largeur constante $w_{lis} = 0,85$ mm et de hauteur $\Delta h = f/2$), elles suivent la même évolution, la contrainte normale maximale étant ici de 730 MPa tandis que la contrainte tangentielle maximale est de 280 MPa. De plus, la division de τ_p par σ_p (ou de F_{θ_p} par F_{r_p}) donne la valeur du coefficient de frottement apparent μ entre les listels et la paroi du trou à chaque instant de la sortie du foret. L'évolution de celui-ci est exposée sur la Figure III.22 où il est possible de constater que celui-ci évolue de 0,39 à 0,56 entre le moment où la première portion de listel sort du trou et le moment où la dernière le fait. Le fait que ce coefficient augmente est cohérent avec les essais tribologiques menés par [Bonnet, 2010] pour lesquels le pion carbure qu'il a utilisé frottait sur la même surface plusieurs fois d'affilée dans l'objectif de reproduire les mêmes conditions que celles du frottement entre listels et paroi du trou.

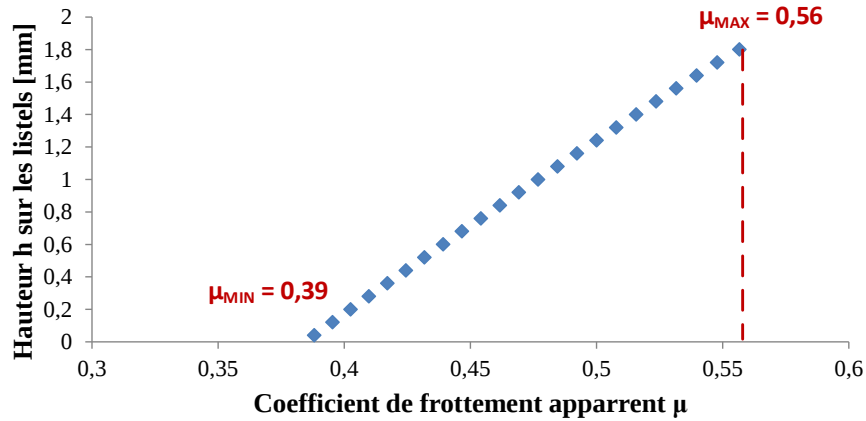


Figure III.22 : Evolution du coefficient de frottement apparent en fonction de la hauteur h sur les listels

III.2.3. Quantification de la raideur de l'ensemble platine/éprouvette

Etant donné les différences existant entre un perçage réel et un perçage réalisé dans le cadre de ce dispositif bi-éprouvettes, il a été jugé nécessaire de quantifier la raideur de l'ensemble platine/éprouvette. L'idée est de vérifier le déplacement de l'ensemble platine/éprouvette induit par l'effort F_x afin d'avoir une idée de l'impact de la méthode de séparation d'éprouvettes sur le resserrement du trou.

La Figure III.23 explicite le dispositif expérimental utilisé pour la caractérisation. Un effort a été appliqué à l'ensemble platine/éprouvette dans la direction X à l'aide d'un élément rotulé. Cet effort a été mesuré par la platine KISTLER type 9257B et le déplacement en X résultant a été déterminé par l'utilisation d'un capteur laser KEYENCE LK-G82. 10 mesures ont été réalisées en démontant et remontant à chaque fois l'ensemble platine/éprouvette.

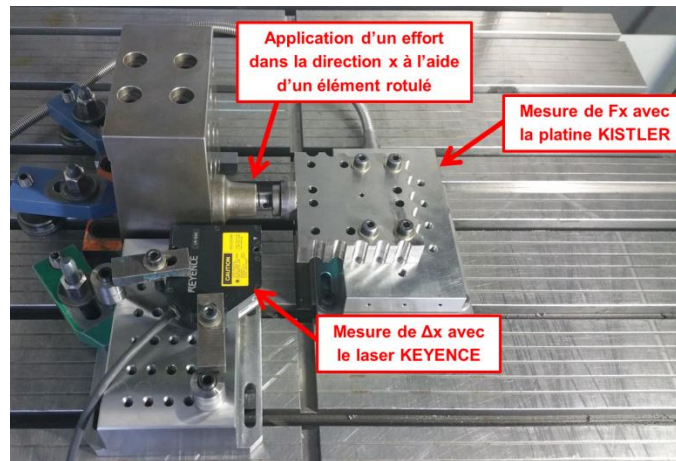


Figure III.23 : Dispositif expérimental utilisé pour la caractérisation de la raideur de l'ensemble platine/éprouvette

Pour une raideur $k = F_x / \Delta x$ où F_x est en N et Δx en mm, k valait en moyenne 383 000 N/mm avec un écart type standard de 33 290 N/mm. Ainsi, en utilisant la raideur k moyenne et pour un F_x valant 2500 N qui est une valeur approchée mais jamais dépassée dans le cadre des essais réalisés, le déplacement Δx obtenu est de 6,5 μ m.

Les outils utilisés ayant une conicité arrière de 1,05 % au diamètre et une hauteur de listel d'environ 5,12 mm, cela correspond à une diminution du rayon de 27 μ m entre le début et la fin des listels.

Ainsi, en prenant l'hypothèse la plus pessimiste du F_x valant 2500 N, le retour élastique de l'ensemble platine/éprouvette pourrait augmenter la hauteur de contact jusqu'à 1,2 mm pendant le perçage.

Néanmoins, les valeurs de F_x utilisées correspondent à la sortie des listels et sont donc moins élevées que pendant le reste du perçage. Ainsi, dans l'exemple utilisé précédemment pour illustrer le développement de la méthode, $F_{x\ MAX}$ au moment de la sortie des listels était de 430 N, ce qui correspond à un déplacement Δx de 1,1 μm soit une augmentation de la hauteur de contact de 0,21 mm. Pour rappel, la hauteur de contact déterminée ici dans le cas bi-éprouvette pour $V_c = 30$ m/min et $f = 0,08$ mm/tr était $H = 1,84$ mm, soit une hauteur de contact réelle de 1,63 mm. La moyenne pour H dans ces conditions lors des essais préliminaires était de 1,36 mm avec un écart type standard relativement élevé de 0,83 mm, ce qui montre donc la cohérence entre les résultats obtenus pour H en condition réelle et les résultats obtenus dans le cadre de l'approche bi-éprouvettes.

III.2.4. Conclusions et ajustement de la méthode pour utilisation sur installation cryogénique

Ces premières campagnes d'essais de mesure des efforts radiaux avaient pour objectif de permettre le développement d'une méthode pour déterminer les chargements mécaniques induits par le resserrement du trou sur les listels. Cet objectif a été atteint et la méthode a été testée pour les 9 conditions annoncées initialement. Malheureusement, l'utilisation d'un insert par trou et par condition fait que chaque condition n'a été testée qu'une seule fois dans la configuration proposée ce qui ne permet donc pas de faire une comparaison rigoureuse des résultats à sec, par manque de répétabilité. Toutefois, les résultats sont donnés pour information en Annexe 5. D'autre part, il a été démontré que la méthode proposée ne permettait pas de reproduire exactement les conditions de perçage dit « mono-éprouvette ». En effet :

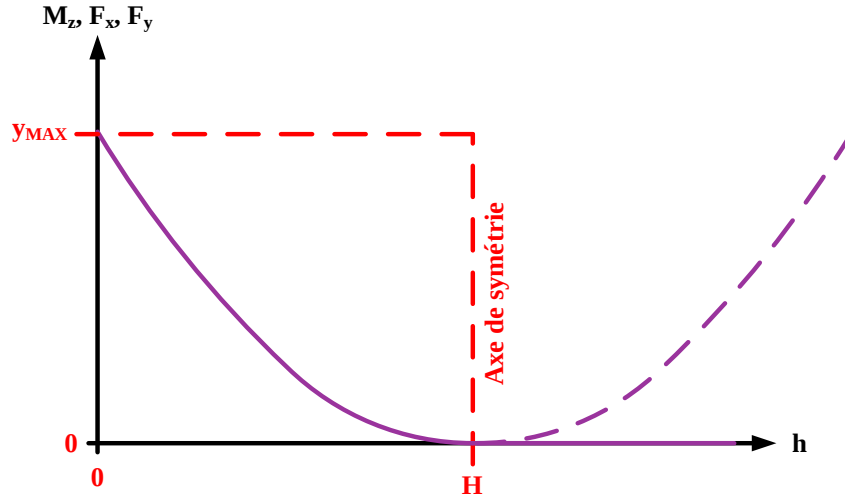
- La méthode mène à des efforts axiaux F_z et couples M_z inférieurs par manque de matière au centre ;
- La méthode a tendance à surestimer la hauteur de contact de par le retour élastique de l'ensemble éprouvette/platine.

Quoi qu'il en soit, ces essais n'auront pas été réalisés en vain car ils auront permis de s'assurer des éléments suivants :

- Les variations de $M_z(h)$, $F_x(h)$ et $F_y(h)$ pendant la sortie des listels du foret peuvent être modélisés par un polynôme de second degré dont l'axe de symétrie est imposé en $h = H$;
- Pour peu que l'angle réel entre l'axe X et la portion de listel soit connu et donc que les erreurs de mesure soient prises en compte, la projection de F_{x_p} et F_{y_p} dans le repère local rattaché à la portion permet de retrouver la contribution F_{θ_p} calculée à partir du couple M_{z_p} .

Or ces éléments sont d'une importance capitale étant donné qu'il était nécessaire d'adapter la méthode de mesure des efforts radiaux à l'installation cryogénique disponible au LaBoMaP de Cluny. En effet, l'assistance ayant été mise en place sur une fraiseuse à commande numérique 4 axes Sagem Precimill 4H, plus ancienne que la DMG 85V utilisée ici, l'utilisation de codeur de broche pour mesurer la position angulaire n'était plus possible.

Ainsi, considérant ce qui a été dit, la Figure III.24 schématise la forme attendue pour M_z , F_x et F_y :

Figure III.24 : Forme attendue pour M_z , F_x et F_y

Ainsi, la fonction $y(h)$ qui correspond au polynôme du second degré représentant M_z , F_x ou F_y aura pour équation :

$$y = a \cdot h^2 + b \cdot h + c \quad (\text{eq. III.13})$$

Avec :

$$y = a \cdot h^2 + b \cdot h + c \quad (\text{eq. III.14})$$

$$a = \frac{y_{MAX}}{H^2} \quad (\text{eq. III.15})$$

$$b = \frac{-2 \cdot y_{MAX}}{H} \quad (\text{eq. III.16})$$

$$c = y_{MAX} \quad (\text{eq. III.17})$$

Par conséquent, les variations de $y(h)$ pendant la sortie des listels sont entièrement définies par y_{MAX} et la hauteur de contact H . Il est à noter que dans le cas où $y(h)$ ne retombe pas exactement à 0 à partir de H , il faut prendre le décalage en compte en remplaçant y_{MAX} par $(y_{MAX} - y_{MIN})$, y_{MIN} étant la valeur atteinte une fois le contact entre paroi et listels terminé.

Ainsi, afin de déterminer les chargements mécaniques induits par le resserrement du trou, sans avoir accès à la position angulaire, il est possible de suivre les étapes suivantes :

- 1) Détermination de H ainsi que $M_{z\ MAX}$, $F_{x\ MAX}$ et $F_{y\ MAX}$ au début de la sortie des listels pour une position où ceux-ci sont en contact avec la paroi, autrement dit sur une zone de stabilité de M_z . La position angulaire correspondante est alors inconnue, mais il y a cohérence de celle-ci pour $M_{z\ MAX}$, $F_{x\ MAX}$ et $F_{y\ MAX}$.
- 2) Calcul des contributions M_{z_p} , F_{x_p} et F_{y_p} d'après les équations des polynômes déterminés à partir de $M_{z\ MAX}$, $F_{x\ MAX}$, $F_{y\ MAX}$ et H .
- 3) Calcul des contributions à l'effort tangentiel par portion F_{θ_p} à partir de M_{z_p} .
- 4) Détermination du $\theta_{arête} = \theta_{mesuré} + \theta_{dynamique} = cste$ par minimisation de l'écart entre les F_{θ_p} calculés d'après M_{z_p} et les F_{θ_p} calculés par projection et dépendant de $\theta_p = \theta_{arête} + \theta_{listel_p}$ où θ_{listel_p} est un paramètre géométrique connu provenant des mesures réalisées à partir de la

CAO de l'insert dans la section II.2.2.3. Cette minimisation est réalisée par le biais du solveur d'excel et permet de déterminer $\theta_{arête}$ sans avoir accès à la mesure de la position angulaire.

- 5) Calcul des F_{rp} , σ_p , τ_p et μ comme dans la méthode initiale.

III.3. Comparaison des chargements mécaniques induits par le resserrement du trou sur les listels pour les conditions à sec et avec assistance cryogénique

III.3.1. Dispositif expérimental et objectifs

Suite aux essais menés pendant le développement de la méthode de détermination des efforts radiaux pendant le perçage de Ti6Al4V, il était nécessaire de changer de machine, passant sur une fraiseuse à commande numérique Sagem Precimill 4H modifiée pour l'utilisation de l'assistance cryogénique. Les contraintes supplémentaires associées à l'utilisation de l'assistance cryogénique et de cette machine modifiée sont les suivantes :

- L'impossibilité de mesurer la position angulaire du foret comme évoqué précédemment ;
- L'impossibilité d'utiliser le dynamomètre rotatif pour mesurer le couple pendant le perçage à cause du fluide cryogénique passant par le centre outil et des limitations en température associées au dispositif.

Ainsi, comme expliqué dans la section III.2.4, la méthode a été adaptée pour se passer de la mesure de position angulaire de l'arête et le couple a été mesuré par le biais d'une platine KISTLER type 9255A en utilisant la méthode mise en place lors des essais du Chapitre II. La Figure 25 montre le dispositif expérimental dans son ensemble. Une plaque intermédiaire rectifiée en acier sert d'interface entre la platine KISTLER type 9255A servant à mesurer le couple et la platine 9257B servant à mesurer les efforts dans le plan perpendiculaire à l'axe du foret. Finalement, mis à part ces changements, le principe utilisé reste exactement le même et la matière utilisée reste du Ti6Al4V traité β d'épaisseur 25,5 mm. Lors de l'utilisation de l'assistance cryogénique, les perçages ont été réalisés avec une pression de 3 bars en sortie du réservoir d'azote liquide, sur l'installation du LaBoMaP (ENSAM Cluny).



Figure 25 : Dispositif expérimental final

En outre, étant donné qu'il est nécessaire d'utiliser un insert neuf pour chaque trou réalisé, il a été décidé de se concentrer sur un seul couple de conditions de coupe V_c et f pour la comparaison entre les conditions à sec et avec assistance cryogénique. Ainsi, les paramètres $V_c = 30$ m/min et $f = 0,08$ mm/tr

ont été choisis et répétés 5 fois dans chaque condition pour un total de 10 trous réalisés avec 10 inserts différents. Ce jeu de conditions a été choisi car la vitesse de coupe est centrale dans les valeurs testées lors des essais préliminaires (15, 30 et 45 m/min) et que les plus grands écarts de formes entre conditions à sec et avec assistance cryogénique ont été mesurés pour $f = 0,08$ mm/tr lors de ces mêmes essais.

III.3.2. Résultats et discussion

Le Tableau III.2 expose les résultats obtenus pour les 5 trous percés à sec à $V_c = 30$ m/min et $f = 0,08$ mm/tr et les 5 trous percés avec assistance cryogénique. Étant donné la forme triangulaire des chargements mécaniques sur les listels, $\sigma(h)$ et $\tau(h)$ sont entièrement définis par H , σ_{MAX} et τ_{MAX} . En outre, étant donné que le coefficient de frottement augmente de manière linéaire entre le début de la sortie des listels et la fin du contact avec la paroi, μ_{MIN} et μ_{MAX} sont donnés.

	Sec		Assistance cryogénique	
	Moyenne	Ecart Type	Moyenne	Ecart Type
H	1,300	0,359	0,640	0,038
σ_{MAX}	854	179	2458	260
τ_{MAX}	343	69	728	41
μ_{MIN}	0,405	0,058	0,299	0,045
μ_{MAX}	0,524	0,064	0,354	0,049

Tableau III.2 : Chargements mécaniques et coefficients de frottement apparents obtenus à $V_c = 30$ m/min et $f = 0,08$ mm/tr

Ainsi, les résultats obtenus par la méthode de détermination des chargements mécaniques proposée donne des résultats cohérents du point de vue de la hauteur de contact H qui pour rappel valait 1,36 mm et 0,48 mm en moyenne lors des essais préliminaires présentés au chapitre II. Concernant les chargements mécaniques, σ_{MAX} est presque 3 fois plus élevé avec assistance cryogénique comparé au cas à sec, pour une valeur moyenne de 2458 MPa contre 854 MPa. Quant à lui, τ_{MAX} l'est environ 2 fois plus, pour une valeur moyenne de 728 MPa contre 343 MPa dans le cas à sec. Cette différence s'explique par le fait que le resserrement diamétral est moins important dans le cas avec assistance cryogénique et que par conséquent les parois du trou se resserrent sur une zone beaucoup plus réduite dans le cas avec assistance cryogénique, donnant lieu à des contraintes locales plus intenses que dans le cas à sec où celles-ci sont réparties sur une surface plus grande. En ce qui concerne le coefficient de frottement, il est initialement plus petit dans le cas avec assistance cryogénique où μ_{MIN} vaut environ 0,3 contre 0,4 dans le cas à sec, prouvant ainsi que la projection d'azote liquide à l'intérieur du trou change les conditions tribologiques pendant l'usinage. Cette remarque est d'autant plus vraie au moment du dernier passage de listel, après évolution de μ , étant donné que μ_{MAX} vaut environ 0,35 dans le cas avec assistance cryogénique contre 0,52 dans le cas à sec. Ainsi, la différence de coefficient de frottement apparent μ est de 35% initialement et atteint les 48% au moment du dernier passage de listel dans chacun des cas.

Néanmoins, étant donné qu'une portion de paroi du trou ne verra pas le même nombre de passage de listels en fonction de la hauteur de contact, il a été jugé intéressant de s'intéresser à ce point. En effet, le nombre de passage vu par une portion de paroi de trou peut être estimé de la manière suivante :

$$Nb. passages = \frac{2 \cdot H}{f} \quad (eq. III.18)$$

où H est la hauteur de contact mesurée et f l'avance du foret.

Par conséquent, le Tableau III.3 propose de ramener la quantité $\mu_{MAX} - \mu_{MIN}$ au nombre de passages de listels vu par la paroi du trou en utilisant la formule suivante :

$$\Delta\mu/\text{passage} = \frac{\mu_{\text{MAX}} - \mu_{\text{MIN}}}{\text{Nb. passages}} \quad (\text{eq. III.19})$$

	Sec		Assistance cryogénique	
	Moyenne	Ecart Type	Moyenne	Ecart Type
$\mu_{\text{MAX}} - \mu_{\text{MIN}}$	0,119	0,034	0,054	0,005
Nb. passages	32,5	8,96	16,75	0,96
$\Delta\mu/\text{passage}$	0,0037	0,0002	0,0032	0,0001

Tableau III.3 : Analyse de l'évolution du coefficient de frottement apparent en fonction du nombre de passages de listels vu par la paroi du trou

La lecture des données telles que présentées dans le tableau ci-avant permet de mettre en évidence que si l'évolution de μ est quasiment deux fois plus importante dans le cas à sec, c'est aussi que le nombre de passage de listels vus par la paroi est du même ordre de grandeur. Ainsi, l'évolution de μ ramené au nombre de passages de listels $\Delta\mu/\text{passage}$ est équivalente dans les deux cas.

Pour aller plus loin et s'assurer de la cohérence des résultats obtenus par la méthode de détermination des chargements mécaniques utilisés, il est possible d'utiliser les données récoltées pendant les essais préliminaires pour recalculer τ_{MAX} à partir des mesures de couple M_z . En effet, l'extraction des H et M_z MAX moyens correspondant aux perçages classiques réalisés permettent de reconstituer $\tau(h)$ sur les listels. Ensuite, l'utilisation des coefficients de frottement μ_{MIN} déterminés dans ce chapitre permettent d'en déduire les σ_{MAX} correspondant et μ_{MAX} peut être déduit du nombre de passage combiné à la valeur de $\Delta\mu/\text{passage}$ calculé précédemment. Le Tableau III.4 présente cette comparaison entre cas conventionnel du perçage en pleine matière et cas bi-éprouvettes pour la détermination des chargements mécaniques.

	Sec		Assistance cryogénique	
	Bi-éprouvettes	Classique	Bi-éprouvettes	Classique
H	1,300	1,360	0,640	0,480
σ_{MAX}	854	1050	2458	2436
τ_{MAX}	343	425	728	729
μ_{MIN}	0,405	0,405	0,299	0,299
μ_{MAX}	0,524	0,530	0,354	0,338

Tableau III.4 : Comparaison des résultats obtenus par la méthode bi-éprouvette avec le cas classique mono-éprouvette

Les résultats présentés montrent que comme évoqué précédemment, il y a cohérence du point de vue de la hauteur de contact. Néanmoins, ces données permettent de constater que dans le cas à sec, les chargements mécaniques sont sous-estimés par la méthode bi-éprouvettes. En effet, σ_{MAX} et τ_{MAX} valent respectivement 854 et 343 MPa en moyenne contre 1050 et 425 MPa dans le cas conventionnel. Ainsi, σ_{MAX} et τ_{MAX} sont respectivement sous-estimés de 18,6 et 19,2 % dans le cas à sec alors que dans le cas avec assistance cryogénique, les résultats coïncident avec des écarts inférieurs à 1%.

Ces différences entre cas mono et bi-éprouvettes peuvent s'expliquer par la prépondérance du phénomène de resserrement du trou dans le cas à sec. En effet, il est plus que probable que la méthode utilisée ici pour la détermination des chargements mécaniques ait une influence sur le resserrement du trou de par la séparation des éprouvettes. Ainsi, comme il a été prouvé que le resserrement joue un rôle beaucoup moins important dans le cas avec assistance cryogénique, il n'est pas étonnant que les différences entre cas mono et bi-éprouvettes soient peu visibles dans ce cas mais très claires dans le cas à sec.

III.4. Conclusions

Ce chapitre devait permettre d'introduire la stratégie adoptée pour l'étude du resserrement du trou et par conséquent de justifier la détermination des chargements mécaniques et thermiques induits par le phénomène. Dans un second temps, cette partie se focalisait sur la présentation d'une méthode expérimentale innovante de détermination des chargements mécaniques dite de perçage bi-éprouvettes. Cette méthode devait permettre la mesure expérimentale des efforts radiaux induits par le phénomène de resserrement du trou sur les listels, ceux-ci étant inaccessibles par des moyens de mesure conventionnels.

Ainsi, les différentes étapes ayant mené à la méthode utilisée au final ont été données et les différences entre perçage conventionnel en pleine matière et perçage bi-éprouvettes ont été mises en évidence. A l'issue de cette démarche, les conditions à sec et avec assistance cryogénique ont été comparées pour le couple de paramètres de coupe $V_c = 30$ m/min et $f = 0,08$ mm/tr. Cette comparaison aura permis de souligner les différences de chargements mécaniques entre les conditions ainsi que de déterminer les coefficients de frottement apparents et leur évolution pendant l'usinage dans les deux cas. Notamment, il a été prouvé que les chargements mécaniques maximums sur les listels sont deux à trois fois plus importants dans le cas avec assistance cryogénique de par la taille réduite de la zone d'application des efforts induits. En outre, ces essais ont aussi permis de mettre en évidence un changement des conditions tribologiques entre listels et paroi du trou lorsque celui-ci est refroidi par la projection d'azote liquide, menant à un coefficient de frottement initial étant environ égal à 0,3 au premier passage de listel, contre 0,4 dans le cas à sec. Ceci étant dit, l'évolution du dit coefficient à chaque passage est équivalente dans les deux cas, seul le nombre de passages des listels est différent de par la hauteur de contact avec la paroi.

Finalement, l'utilisation des coefficients de frottement déterminés associée aux données de perçage conventionnel récoltées lors des essais préliminaires réalisés a permis de montrer que l'introduction d'une séparation d'éprouvette donne lieu à une perturbation du phénomène de resserrement du trou. Au vu de la prépondérance du phénomène de resserrement du trou dans le cas à sec, ces perturbations mènent à la sous-estimation des chargements mécaniques pour cette condition, tandis qu'elle donne de bons résultats dans le cas avec assistance cryogénique. Pour la suite, il a été décidé de retenir les valeurs déterminées à partir des essais préliminaires, soit les valeurs indiquées sur la Figure III.26 qui fait la synthèse des valeurs retenues pour H , σ_{MAX} et τ_{MAX} dans les conditions à sec et avec assistance cryogénique.

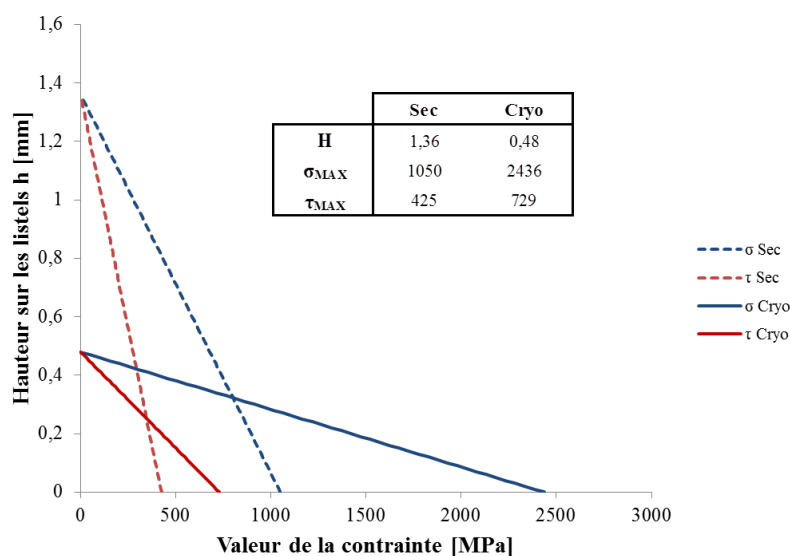


Figure III.26 : Synthèse des valeurs retenues pour H , σ et τ

Les chargements mécaniques ayant été déterminés par le biais de la méthode innovante présentée, il reste à déterminer les chargements thermiques afin d'être en connaissance de la totalité des chargements intervenant pendant le resserrement de la paroi du trou sur les listels. Ainsi, le chapitre suivant présentera la méthode hybride expérimentale-numérique utilisée pour la détermination des chargements thermiques ainsi que la simulation complète du resserrement du trou ayant pour données d'entrée les chargements thermomécaniques déterminés.

Chapitre IV

–

Etude du resserrement du trou : détermination des chargements thermiques induits par le phénomène

IV.1. Introduction : approche hybride expérimentale/numérique pour la détermination des chargements thermiques

Comme illustré par la Figure IV.1 et expliqué dans la partie introductive concernant l'étude du resserrement du trou en perçage de Ti6Al4V, l'objectif fixé était de déterminer les chargements thermomécaniques issus de l'action des listels sur la paroi du trou. La détermination des chargements mécaniques ayant d'ores et déjà été traitée au chapitre précédent, seuls les chargements thermiques doivent encore être déterminés, à sec et avec assistance cryogénique.

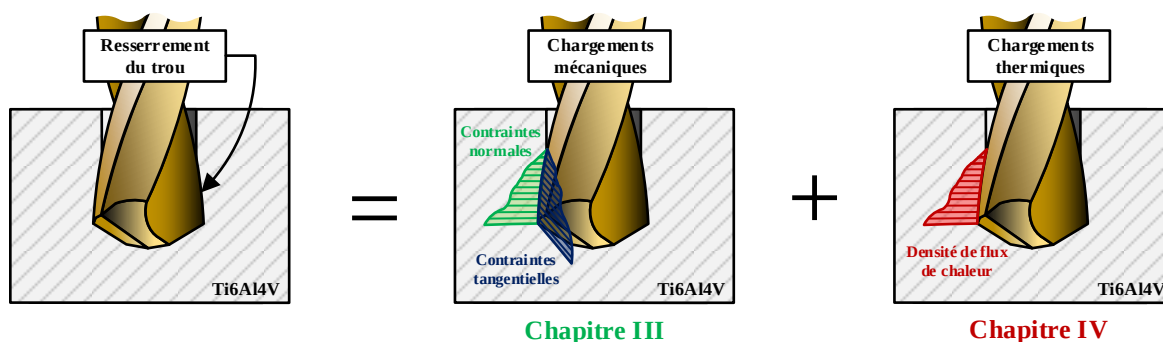


Figure IV.1 : Etat d'avancement de la démarche choisie pour l'étude du resserrement

Pour cela, il a été décidé d'utiliser une approche hybride, mêlant essais expérimentaux et simulation, afin d'atteindre l'objectif fixé. L'idée était de réaliser, dans un premier temps, des essais de perçage instrumentés en température pour en suivre l'évolution pendant l'opération, puis dans un second temps, d'utiliser un modèle éléments finis (ABAQUS) simulant l'action des listels sur la paroi du trou pour reproduire ces variations de température. L'objectif était de restituer le comportement thermique constaté expérimentalement en faisant varier les données d'entrée du modèle, ici le flux de chaleur entrant dans la pièce qui est la donnée que l'on cherche à déterminer. C'est le principe de la méthode inverse choisie, explicitée par la Figure IV.2 et pour laquelle trois mesures de températures seront réalisées expérimentalement : en entrée, milieu et sortie de trou, à 1 mm de la surface.

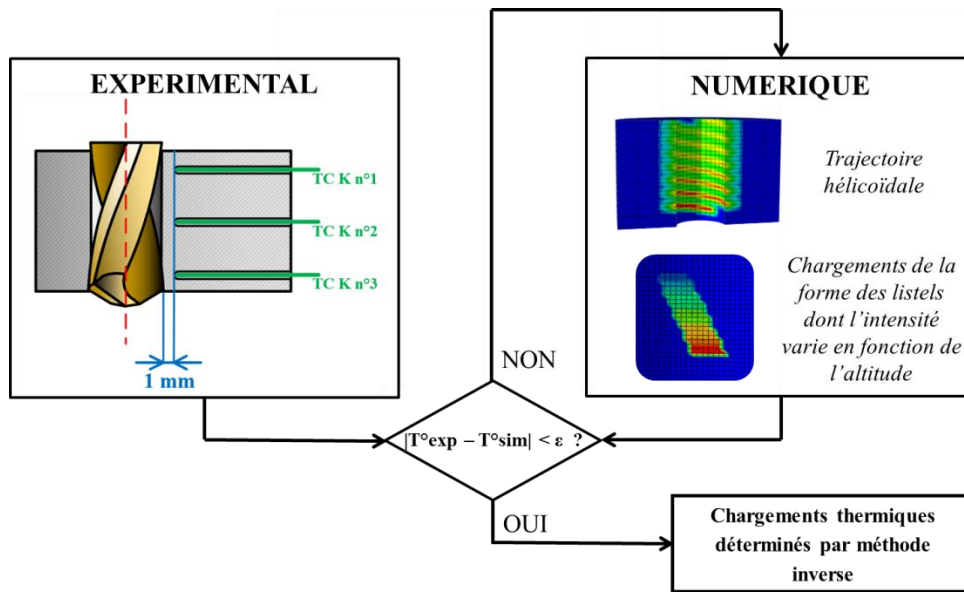


Figure IV.2 : Principe de la méthode hybride expérimentale/numérique de détermination des chargements thermiques

Ainsi, ce chapitre a pour vocation de détailler les étapes qui ont mené à la détermination des chargements thermiques dans le cadre de l'étude du resserrement du trou en perçage de Ti6Al4V, allant de la conception des campagnes expérimentales, au développement du modèle numérique thermique, jusqu'à la mise en place effective de la méthode inverse pour déterminer les flux thermiques entrants.

IV.2. Modèles numériques : propriétés, hypothèses et développement

Cette partie a pour vocation de donner des détails concernant les propriétés thermomécaniques et lois de comportement utilisées dans les modèles éléments finis présentés par la suite. De plus, les hypothèses et outils ayant permis la mise en place effective des chargements thermomécaniques dans les calculs éléments finis réalisés seront détaillés. Finalement, des éléments de fonctionnement de la méthode inverse codée sur MATLAB pour la détermination des chargements thermiques seront donnés.

IV.2.1. Propriétés du matériau, loi de comportement

Afin de reproduire au mieux le comportement du Ti6Al4V traité β de l'étude, les propriétés mécaniques et thermiques utilisées dans le modèle éléments finis doivent idéalement être thermodépendantes. Par conséquent, l'état de l'art a été sondé dans l'objectif de trouver des valeurs adaptées au matériau de l'étude. En ce qui concerne les données nécessaires à une analyse thermique, [Mills, 2002] propose des valeurs de la densité ρ , de la capacité thermique massique C_p , de la conductivité thermique λ et de la diffusivité D pour le Ti6Al4V de manière générale et ce pour des températures comprises entre 25 et 1000°C. [Ramirez, 2017] quant à lui, a récemment déterminé la capacité thermique massique C_p et la diffusivité D pour le Ti6Al4V traité β correspondant au matériau de l'étude. Ainsi, la Figure IV.3 fait la comparaison de ces propriétés pour les deux auteurs cités précédemment et permet de constater qu'en dessous de 700 °C la différence entre les valeurs qu'ils ont obtenues reste négligeable.

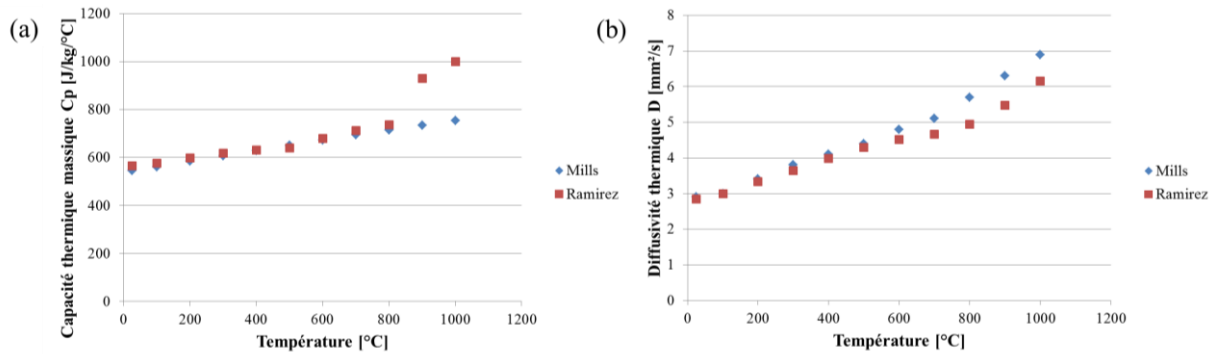


Figure IV.3 : (a) Capacité thermique massique C_p et (b) Diffusivité D du Ti6Al4V en fonction de la température du matériau d'après [Mills, 2002] et [Ramirez, 2017]

Finalement, il a été décidé d'utiliser les valeurs déterminées par [Mills, 2002] dans les modèles éléments finis développés, sachant que les valeurs de la densité ρ et de la conductivité λ n'étaient pas disponibles dans les travaux de [Ramirez, 2017]. En ce qui concerne l'aspect mécanique, ce sont les valeurs du module d'Young pour des températures comprises entre 25 et 1000 °C que [Ramirez, 2017] a déterminé pour le Ti6Al4V traité β qui seront utilisées. Ainsi, le Tableau IV.1 fait le récapitulatif des valeurs thermodépendantes utilisées dans les modèles éléments finis qui seront présentés. Il est à noter que par manque de données sur le sujet, les propriétés utilisées restent constantes lorsque la température est en-dessous de 25 °C. En outre, le tableau fait figurer les valeurs qui ont été prises constantes pour le coefficient de dilatation thermique et le coefficient de Poisson.

Source	[Mills, 2002]	[Mills, 2002]	[Mills, 2002]	[Mills, 2002]	[Mills, 2002]	[Ramirez, 2017]	[Ramirez, 2017]
Temperature [°C]	ρ [kg/m³]	C_p [J/kg/°C]	λ [W/m/°C]	D [mm²/s]	α [m/°C]	E [MPa]	ν [°]
< 25	4420	546	7	2,9	9.10^{-6}	118250	0,33
25	4420	546	7	2,9		118250	
100	4406	562	7,45	3		115270	
200	4395	584	8,75	3,4		110068	
300	4381	606	10,15	3,8		105850	
400	4366	629	11,35	4,1		100350	
500	4350	651	12,6	4,4		94950	
600	4336	673	14,2	4,8		89540	
700	4324	694	15,5	5,1		84080	
800	4309	714	17,8	5,7		79930	
900	4294	734	20,2	6,3		76490	
1000	4282	754	22,7	6,9		76090	

Tableau IV.1 : Propriétés thermomécaniques utilisées

En ce qui concerne la plasticité du matériau, la loi de comportement de Johnson-Cook identifiée sur le Ti6Al4V traité β par [Ramirez, 2017] et dont les coefficients sont exposés dans le Tableau IV.2 sera utilisée afin de reproduire le comportement du matériau étudié.

A [MPa]	B [MPa]	n	m	C	$\dot{\epsilon}_0$ [s ⁻¹]	T_a [°C]	T_f [°C]
1180	370	0,44	0,51	0,011	0,1	25	1655

Tableau IV.2 : Coefficients de la loi de Johnson-Cook identifiée et utilisée par [Ramirez, 2017] pour le Ti6Al4V traité β

IV.2.2. Chargements thermomécaniques

IV.2.2.1. Hypothèses concernant les chargements thermomécaniques

Les résultats finaux du Chapitre III qui sont rappelés sur la Figure IV.4 avaient permis de confirmer la forme triangulaire des chargements mécaniques sur les listels. Cette forme s'explique par le lien entre la conicité du foret et le resserrement des parois du trou sur les listels de l'outil. Par conséquent, l'hypothèse qu'il en va de même pour les chargements thermiques induits par le frottement des listels avec la surface du trou a été choisie pour la suite. Par conséquent, les chargements thermiques sur les listels sont entièrement définis par la hauteur de contact H et la densité de flux de chaleur maximale ϕ_{MAX} correspondant au flux de chaleur par unité de surface au niveau des bords où les chargements sont les plus intenses. Ainsi, l'intégralité des chargements thermomécaniques agissant sur les listels sont ici définis par les quantités H , σ_{MAX} , τ_{MAX} et finalement ϕ_{MAX} dont les valeurs doivent encore être déterminées par le biais d'une méthode inverse dans les cas à sec et avec assistance cryogénique.

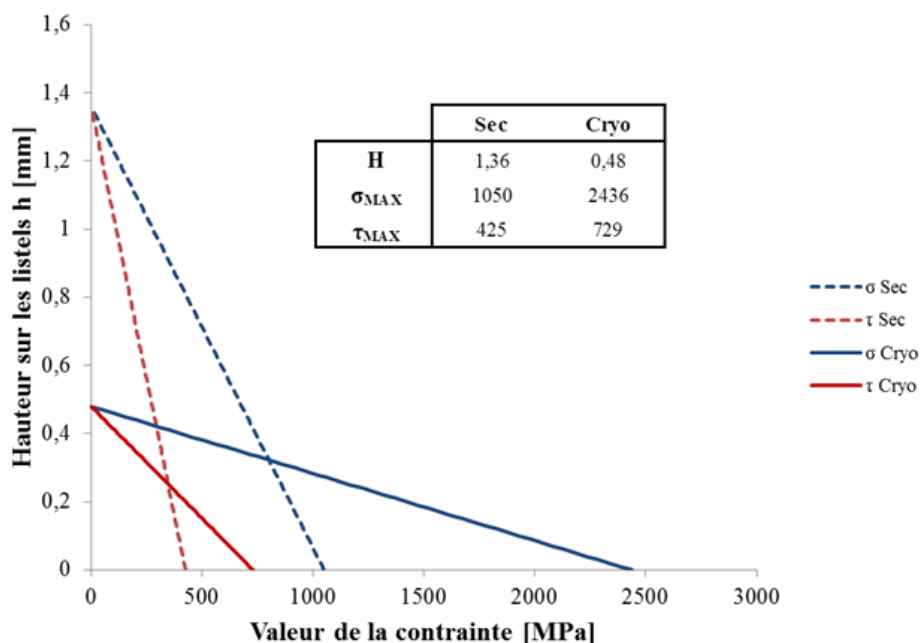


Figure IV.4 : Synthèse des valeurs retenues pour H , σ et τ

Par ailleurs, il est nécessaire de préciser qu'au vu de l'approche choisie, qui pour rappel a pour principe de ne prendre en compte que les chargements appliqués à la surface finie, seuls les chargements des listels sur la paroi du trou sont pris en compte. L'hypothèse que les chargements dus aux arêtes de coupe n'a pas d'impact sur la surface finie est donc ici faite. Bien entendu, il est peu probable que celle-ci soit vérifiée du point de vue des chargements thermiques, mais la méthode de détermination de ceux-ci fait que l'action des arêtes sera indirectement prise en compte dans la méthode inverse. En effet, le principe de celle-ci étant de recalculer un modèle numérique sur des résultats expérimentaux, les résultats obtenus correspondront à une réalité expérimentale. Dans tous les cas, l'hypothèse utilisée est que les chargements thermiques des listels sur la paroi restent prépondérants vis-à-vis de ceux liés à l'action des arêtes.

IV.2.2.2. Programmation des sous-routines correspondantes

Afin d'implémenter les chargements thermomécaniques correspondants à l'action des listels sur les parois du trou sur le logiciel de calcul éléments finis ABAQUS, il est nécessaire de passer par la programmation de sous-routines utilisateur, codées en FORTRAN. En effet, la trajectoire, la forme et

l'intensité variable des chargements ne permettent pas de se placer dans un cas standard où les outils proposés directement sur le logiciel seraient suffisants pour modéliser les actions des listels.

Ainsi, chaque chargement se doit d'être défini par une sous-routine utilisateur adaptée. Sont en l'occurrence utilisées les sous-routines suivantes :

- DFLUX pour les densités de flux de chaleur traversant la paroi ;
- DLOAD pour les contraintes normales à la paroi ;
- UTRACLOAD pour les contraintes tangentielles à la paroi.

Celles-ci sont entièrement définies par le biais des paramètres présentés dans le Tableau IV.3 qui permettent d'adapter la définition du chargement au cas considéré, et notamment à différents paramètres opératoires et géométriques, ainsi qu'aux différents chargements déterminés dans les cas à sec et avec assistance cryogénique.

	Description	Symbole	Valeur	Unité	Subroutine(s)
Paramètres géométriques et opératoires	Altitude initiale de la source	Z_{ini}	variable (hauteur du modèle EF)	mm	Toutes
	Vitesse de coupe	V_c	variable	m/min	Toutes
	Avance par tour	f	variable	mm/tr	Toutes
	Diamètre du foret	ϕ_{foret}	12	mm	Toutes
	Angle d'hélice des listels	$\alpha_{listels}$	25	°	Toutes
	Largeur des listels	$w_{listels}$	0,85	mm	Toutes
Paramètres calculés	Vitesse de rotation du foret	N	$N = 1000 \cdot V_c / (\pi \cdot \phi_{foret})$	tr/min	Toutes
	Période de rotation du foret	T	$T = 60/N$	s	Toutes
	Pas de l'hélice des listels	$pas_{listels}$	$pas_{listels} = \pi \cdot \phi_{foret} / \tan(\alpha_{listels})$	mm	Toutes
Paramètres à déterminer	Hauteur de contact	H	à déterminer	mm	Toutes
	Contrainte normale maximum	σ_{MAX}	à déterminer	MPa	DLOAD
	Contrainte tangentielle maximum	τ_{MAX}	à déterminer	MPa	UTRACLOAD
	Densité de flux de chaleur maximum	ϕ_{MAX}	à déterminer	W/m ²	DFLUX

Tableau IV.3 : Paramètres utilisés dans les sous-routines de définition des chargements thermomécaniques

A partir de ces paramètres, la trajectoire hélicoïdale d'une source correspondant à un listel, qu'elle soit thermique ou mécanique, s'écrit de la manière suivante :

$$x_{traj}(t) = \frac{\phi_{foret}}{2} \cdot \cos\left(-2 \cdot \pi \cdot \frac{t}{T}\right) \quad (eq. IV.1)$$

$$y_{traj}(t) = \frac{\phi_{foret}}{2} \cdot \sin\left(-2 \cdot \pi \cdot \frac{t}{T}\right) \quad (eq. IV.2)$$

$$z_{traj}(t) = z_{ini} - f \cdot \frac{t}{T} \quad (eq. IV.3)$$

A partir de ces trajectoire, il est possible de calculer la position de l'hélice passant par le centre de la source (ou centre des listels) à tout moment :

$$\theta_{source}(t, z_{courant}) = 2 \cdot \pi \cdot (z_{courant} - z_{traj}(t)) \quad (eq. IV.4)$$

$$x_{source}(t, z_{courant}) = \frac{\phi_{foret}}{2} \cdot \cos(\theta_{source}(t, z_{courant}) - 2 \cdot \pi \cdot \frac{t}{T}) \quad (eq. IV.5)$$

$$y_{source}(t, z_{courant}) = \frac{\phi_{foret}}{2} \cdot \sin(\theta_{source}(t, z_{courant}) - 2 \cdot \pi \cdot \frac{t}{T}) \quad (eq. IV.6)$$

$$z_{source}(t, z_{courant}) = \frac{pas_{listel}}{2 \cdot \pi} \cdot \theta_{source}(t, z_{courant}) + z_{traj}(t) \quad (eq. IV.7)$$

Où $(x_{courant}, y_{courant}, z_{courant})$ correspond aux coordonnées du point du modèle considéré lorsque le logiciel ABAQUS décide si oui ou non il doit appliquer un chargement à l'endroit considéré. En outre, il est à noter que les positions de la deuxième source correspondant au listel diamétralement opposé découlent des équations précédentes :

$$x_{source2}(t, z_{courant}) = -x_{source}(t, z_{courant}) \quad (eq. IV.8)$$

$$y_{source2}(t, z_{courant}) = -y_{source}(t, z_{courant}) \quad (eq. IV.9)$$

$$z_{source2}(t, z_{courant}) = z_{source}(t, z_{courant}) \quad (eq. IV.10)$$

Afin de limiter l'étendue de ces sources dans le plan à $z_{courant}$ donné, celles-ci sont définies comme étant d'intensité nulle lorsqu'à la fois :

$$\sqrt{(x_{courant} - x_{source}(t))^2 + (y_{courant} - y_{source}(t))^2} \geq \frac{w_{listel}}{2} \quad (eq. IV.11)$$

$$\sqrt{(x_{courant} + x_{source}(t))^2 + (y_{courant} + y_{source}(t))^2} \geq \frac{w_{listel}}{2} \quad (eq. IV.12)$$

Ce qui signifie que la distance entre le point considéré et les sources est supérieure à la demi-largeur des listels. D'autre part, pour limiter celles-ci du point de vue de leur hauteur, celles-ci sont aussi définies comme nulles lorsque l'une de ces conditions est remplie :

$$z_{courant} - z_{traj}(t) < 0 \quad (eq. IV.13)$$

$$z_{courant} - z_{traj}(t) \geq H \quad (eq. IV.14)$$

La Figure IV.5 permet de mieux visualiser les trajectoires et conditions prises en compte dans les sous-routines ABAQUS qui ont été programmées.

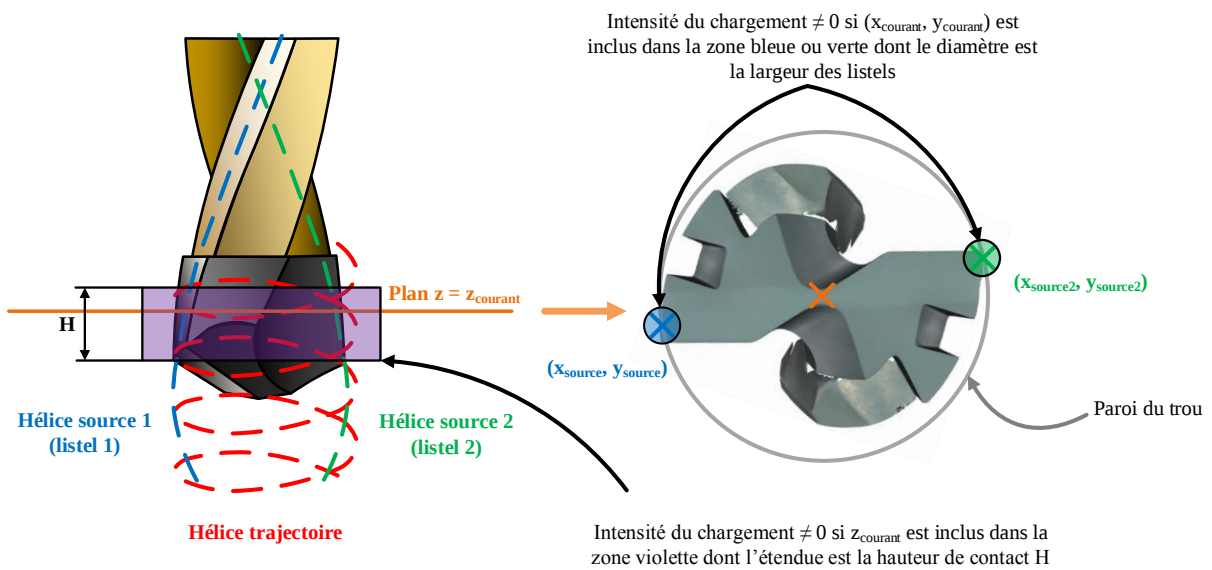


Figure IV.5 : Schéma de clarification des trajectoires et conditions utilisées dans les sous-routines ABAQUS

Dans le cas où le chargement est non nul, l'intensité retenue pour la source se calcule, en fonction de sa nature, de la manière suivante :

$$\varphi(t, z_{courant}) = \left(1 - \frac{z_{courant} - z_{traj}(t)}{H}\right) \cdot \varphi_{MAX} \quad (eq. IV.15)$$

$$\sigma(t, z_{courant}) = \left(1 - \frac{z_{courant} - z_{traj}(t)}{H}\right) \cdot \sigma_{MAX} \quad (eq. IV.16)$$

$$\tau(t, z_{courant}) = \left(1 - \frac{z_{courant} - z_{traj}(t)}{H}\right) \cdot \tau_{MAX} \quad (eq. IV.17)$$

Finalement, l'implémentation de ces différentes équations au sein des sous-routines DFLUX, DLOAD et UTRACLOAD, codées en langage FORTRAN, permet la mise en place de sources mobiles correspondant aux chargements thermomécaniques de forme triangulaire qui ont été identifiées précédemment.

IV.2.3. Sensibilité du maillage des modèles utilisés

IV.2.3.1. Chargements thermiques : convergence des résultats

Les résultats d'un modèle éléments finis dépendant de la finesse du maillage appliqué à l'objet d'étude, il est important de s'assurer que celui-ci est suffisamment raffiné pour s'affranchir des variations dues au nombre d'éléments choisis. Pour cela, il est nécessaire de définir un critère sur lequel se fonder pour affirmer qu'il y a convergence ou non des résultats numériques. Dans le cas des études thermiques présentées dans ce chapitre, la donnée d'intérêt est la température atteinte à 1 mm de la surface du trou, à l'altitude correspondante au milieu de l'éprouvette. En effet, ce point correspond à l'endroit de la mesure réalisée expérimentalement par le thermocouple du milieu qui sert de référence dans la méthode inverse mise en place. Il est à noter que le thermocouple du milieu a été choisi parce que cette altitude permet d'éviter au maximum les effets de bord dus aux surfaces haute et basse des éprouvettes. Ainsi, celui-ci donne une information qui correspond au mieux aux chargements thermiques reçus par l'éprouvette lorsque le foret est en pleine matière.

La Figure IV.6 donne l'exemple type de modèle utilisé dans ce chapitre, et correspond exactement au modèle utilisé pour la méthode inverse utilisée au final pour la détermination des chargements thermiques. L'analyse de celui-ci permet d'identifier quatre variables, appelées ici N_z , N_θ , N_{r1} et N_{r2} qui correspondent au nombre d'éléments utilisés dans des zones et directions différentes et dont le choix définit intégralement le maillage utilisé. Ainsi, si $(\hat{u}_r, \hat{u}_\theta, \hat{u}_z)$ est la base vectorielle des coordonnées polaires du modèle, la définition de ces variables est la suivante :

- N_z est le nombre d'éléments selon $\hat{u}_z$ sur la hauteur du trou ;
- N_θ est le nombre d'éléments selon $\hat{u}_\theta$ sur un demi-cercle du modèle ;
- N_{r1} est le nombre d'éléments selon $\hat{u}_r$ dans la zone de 1 mm autour de trou ;
- N_{r2} est le nombre d'éléments selon $\hat{u}_r$ dans la zone autour du trou, excluant la zone de 1 mm citée précédemment.

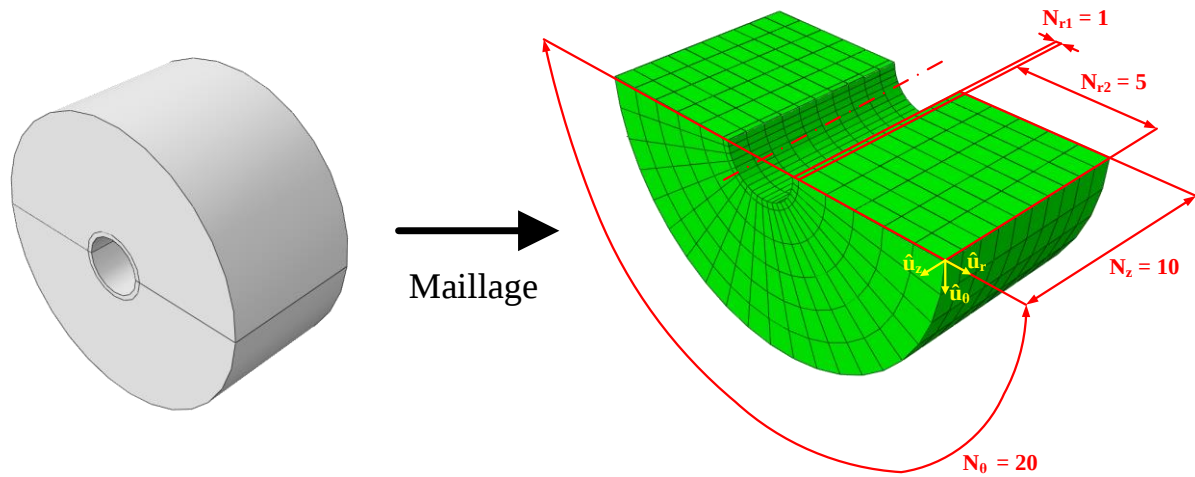


Figure IV.6 : Définition du maillage pour un exemple type de modèle utilisé

La démarche utilisée consiste à réaliser des simulations en utilisant un chargement thermique volontairement plus intense que celui qui devra être déterminé au final dans le but de s'assurer que les différences soulevées pour déterminer la convergence liée au maillage soient plus élevées que dans le cas des calculs servant effectivement à déterminer la densité de flux de chaleur entrante. Il est nécessaire pour cela d'avoir réalisé les mesures expérimentales avant d'effectuer l'étude de sensibilité du maillage. Ensuite, il s'agit simplement de faire varier les quatre variables N_z , N_θ , N_{r1} et N_{r2} de manière indépendante et de les fixer l'une après l'autre lorsque la convergence des résultats est satisfaisante.

Ainsi, la Figure IV.7 donne un exemple d'étude réalisée pour l'une de ces variables, ici N_z . Comme annoncé au début de cette section, la donnée choisie pour vérifier la convergence est la température en milieu d'éprouvette, à 1 mm de la surface du trou pour laquelle on regarde le maximum de température correspondant au pic constaté après le passage des listels.

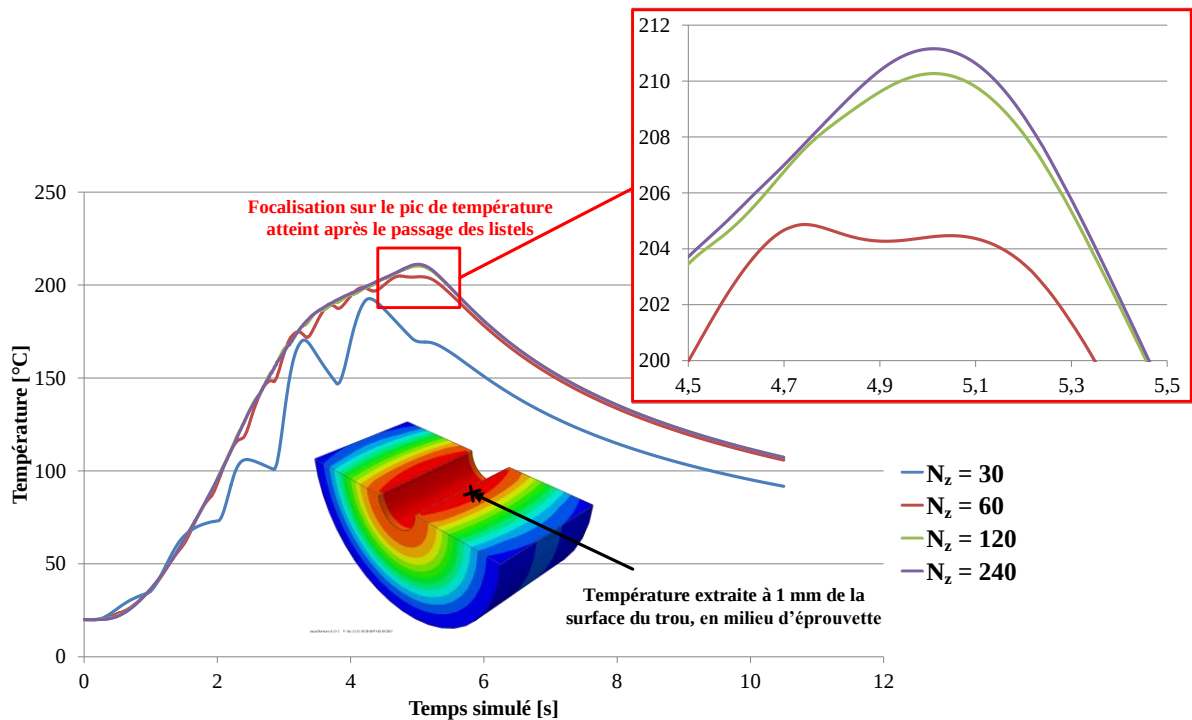


Figure IV.7 : Exemple d'étude de sensibilité du maillage pour la variable N_z

Au final, cette démarche a permis d'arriver à une convergence des résultats sur le critère utilisé dans le cadre de l'étude thermique réalisée, les valeurs de N_z , N_θ , N_{r1} et N_{r2} déterminées donnant des résultats indépendants de la densité de maillage tout en permettant des temps de calcul raisonnables pour le modèle thermique complet.

Remarque

Les éléments utilisés dans le cadre de cette étude ont été choisis hexaédriques car ce type d'éléments donne de meilleurs résultats lorsqu'il s'agit d'analyses mécaniques, l'idée ayant été initialement d'utiliser le même maillage pour les analyses mécaniques et thermiques.

IV.2.3.2. Chargements mécanique : non-convergence des résultats

Voulant initialement implémenter les chargements mécaniques déterminés dans le chapitre III sur un modèle thermomécanique complet visant à simuler le resserrement du trou, la démarche visant à définir le maillage nécessaire dans le cadre d'une étude mécanique a été réalisée. Celle-ci a été conduite selon le même principe que celui exposé dans la section IV.2.3.1 qui précède à l'exception du critère utilisé qui bien entendu était différent. En l'occurrence, c'est la contrainte de von Mises maximale atteinte en surface qui servait ici de critère. En effet, comme le montre la Figure IV.8 qui illustre la loi de comportement utilisée pour la plasticité du matériau, les déformations plastiques du modèle dépendent fortement de cette contrainte.

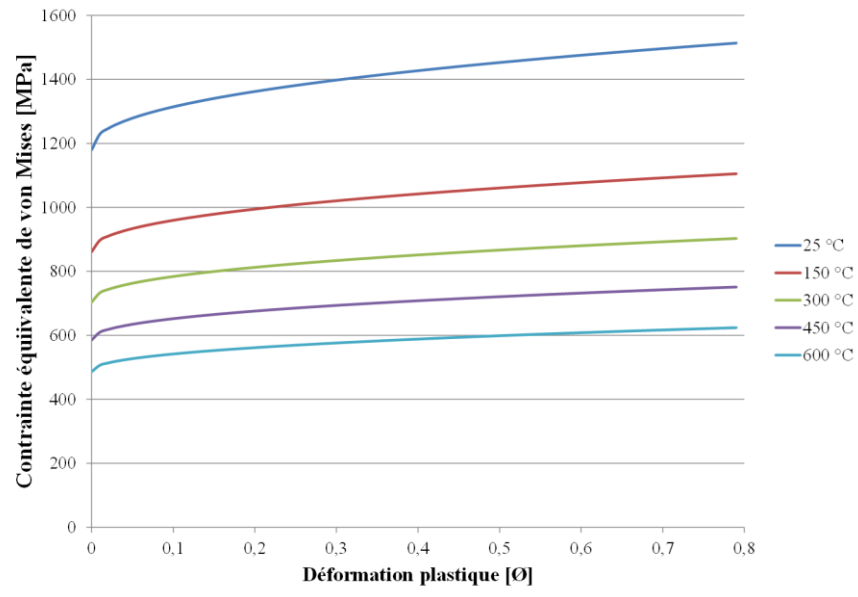


Figure IV.8 : Illustration de la loi de plasticité utilisée – Déformations plastiques obtenues en fonction de la contrainte équivalente de von Mises, pour plusieurs températures

Les chargements utilisés sont ceux qui ont été déterminés à l'issue du Chapitre III. La Figure IV.9 donne la répartition de la contrainte de von Mises sur la hauteur de contact H , calculée selon la formule suivante :

$$\sigma_{VM} = \sqrt{\sigma^2 + 3 \cdot \tau^2} \quad (\text{eq. IV.18})$$

Ainsi, les valeurs obtenues permettent d'avoir une idée des contraintes de von Mises que l'on devrait atteindre lorsque la définition du maillage sera suffisante et que les résultats convergeront.

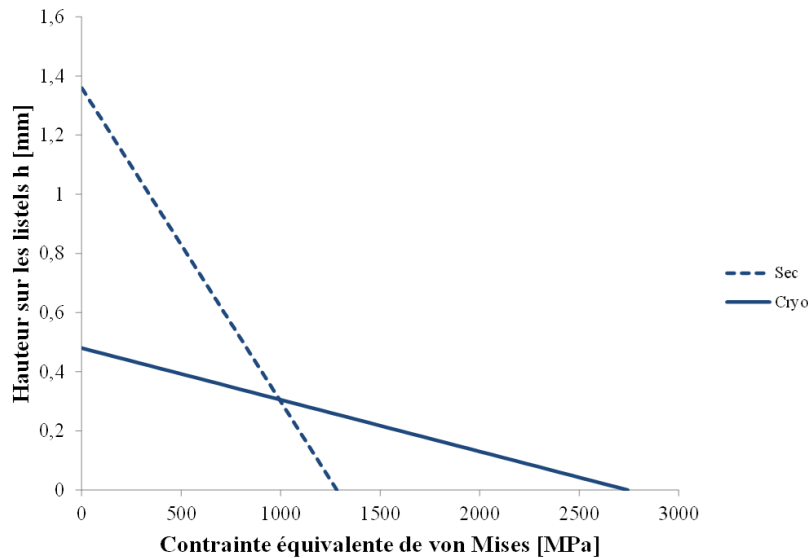


Figure IV.9 : Contraintes de von Mises correspondantes aux chargements mécaniques déterminés au Chapitre III

Par la suite, la démarche telle que définie précédemment a d'abord été appliquée sur un modèle réduit dont la hauteur coïncidait avec la hauteur de contact H déterminée expérimentalement, soit 1,36 mm dans le cas à sec. Ainsi, la Figure IV.10 expose les résultats obtenus pour une densité de maillage équivalente à celle déterminée dans le cas thermique (750 éléments ici). La contrainte σ_{VM} maximum atteinte est de 534 MPa, ce qui est bien en dessous de la valeur attendue. De plus, il est à noter que pour un modèle correspondant à celui-ci, mais non réduit où la taille correspondrait aux éprouvettes des essais réalisés, les temps de calcul seraient déjà très longs pour cette définition de maillage et excèderaient trois semaines sans réussir à avoir de plastification : cela a été testé.

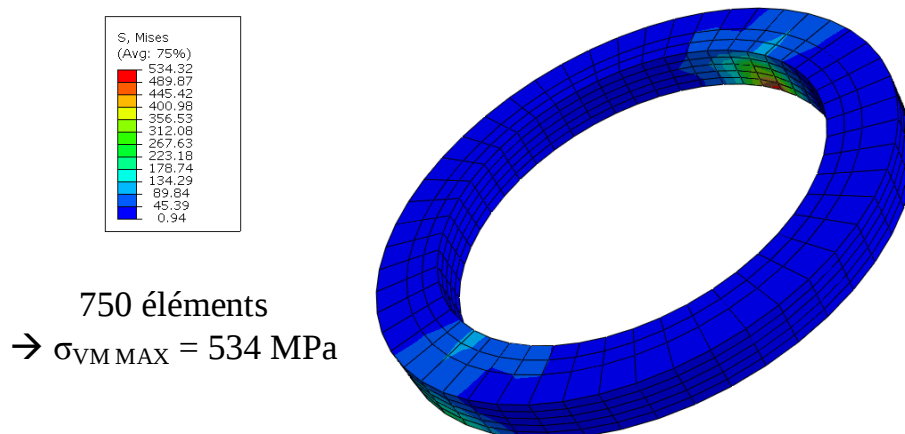


Figure IV.10 : Contraintes équivalentes de von Mises obtenues pour une densité de maillage équivalente à celle utilisée dans le modèle thermique

La Figure IV.11 montre les résultats obtenus pour un maillage beaucoup plus raffiné (7500 éléments). La contrainte σ_{VM} maximale atteinte est de 899 MPa, ce qui montre qu'il est possible de tendre vers les valeurs attendues pour la contrainte. Néanmoins, dans le cas du maillage présenté, les temps de calculs ne sont en aucun cas envisageables et se compteraient en années.

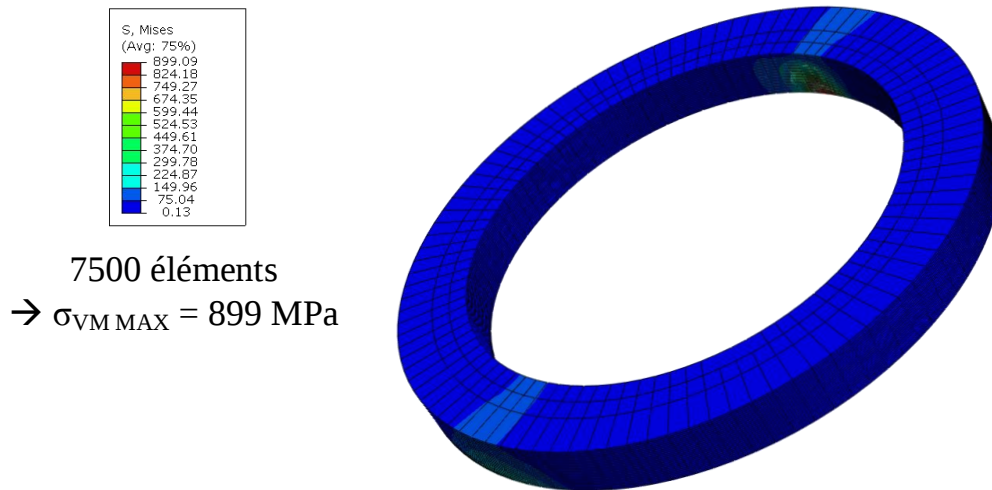


Figure IV.11 : Contraintes équivalentes de von Mises obtenues pour un maillage très raffiné

Finalement, l'étude réalisée sur la sensibilité du maillage dans le cas du chargement mécanique montre que la taille du chargement appliqué est trop petite pour envisager de réaliser des simulations éléments finis représentatives de ce qu'il se passe pendant le perçage. En effet, le chargement mécanique varie sur une hauteur réduite de 1,36 mm et sa largeur de 0,85 mm est elle aussi faible comparé aux dimensions d'un modèle correspondant à un perçage de Ø12 mm. Par conséquent, il a été impossible au cours de ce projet de recherche de réaliser une simulation thermomécanique complète du resserrement du trou, n'étant pas capable d'appliquer des chargements mécaniques fidèles à la réalité et permettant d'atteindre une plastification du matériau.

IV.2.4. Méthode inverse utilisée

Comme cela a été annoncé dans la partie introductive de ce chapitre, il a été choisi de déterminer les chargements thermiques appliqués à la paroi du trou par le biais d'une méthode hybride expérimentale/numérique faisant appel à une méthode inverse. Le principe évoqué est simple en soi, il s'agit de réaliser dans un premier temps des mesures expérimentales (ici des mesures de température dans la pièce), puis d'utiliser un modèle numérique où le chargement recherché est la donnée d'entrée (ici la densité de flux thermique, définie entièrement par H qui est connu et φ_{MAX} qui est la quantité recherchée). Une fois les mesures expérimentales réalisées et le modèle développé, des simulations sont lancées et les résultats expérimentaux et numériques sont comparés. Si la proximité de ces résultats n'est pas satisfaisante, les données d'entrées sont modifiées et le processus est répété. Dans le cas où ces quantités sont assez proches, la donnée d'entrée qui est le chargement recherché est alors considérée comme correspondant à l'expérimental. La Figure IV.12 donne le détail des étapes de la méthode inverse qui dans le cas de ce projet de thèse a été implémentée sur le logiciel MATLAB dont le rôle était aussi de commander les autres logiciels nécessaires à la conduite du processus.

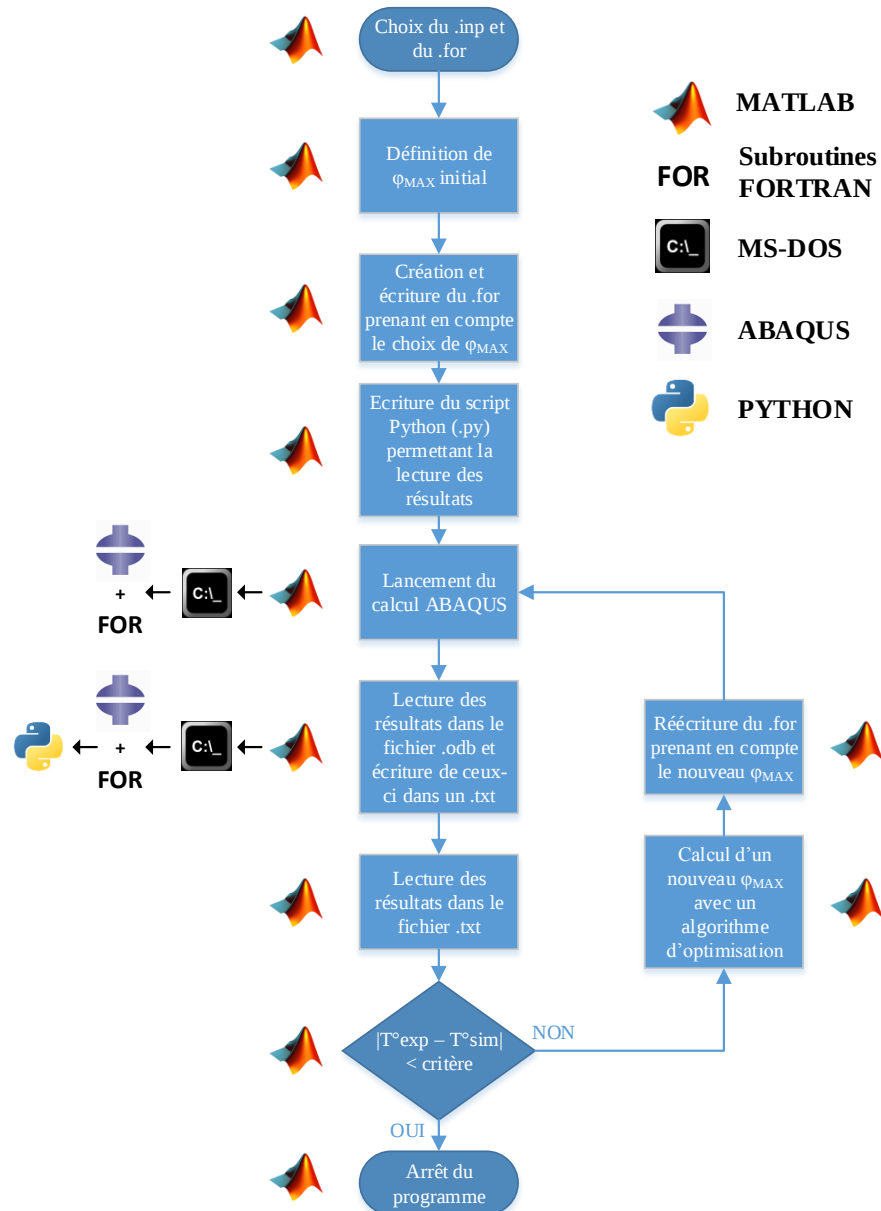


Figure IV.12 : Logigramme de fonctionnement de la méthode inverse

Ainsi, le programme MATLAB de coordination de la méthode inverse se déroule en plusieurs étapes et est initialisé par le choix des fichiers .inp (le fichier spécifique à ABAQUS contenant le modèle éléments finis) et .for (le fichier FORTRAN contenant la définition des sous-routines programmées). De plus, afin d'initialiser le processus, il est demandé de faire un choix de donnée d'entrée initiale (ici φ_{MAX}) qui sera utilisée pour lancer le premier calcul. Par la suite, toutes les étapes sont gérées par MATLAB, et notamment le choix des valeurs suivantes de la donnée d'entrée, si celle-ci ne permet pas de reproduire les résultats expérimentaux. Ce choix a été ici réalisé par le biais de la fonction *fminsearch* de MATLAB qui permet de rechercher le minimum d'une fonction. En l'occurrence, la fonction correspondait ici à $|T^{exp} - T^{sim}|$ où T^{exp} est le pic de température mesuré expérimentalement et T^{sim} la température simulée en un nœud correspondant à la position du thermocouple utilisé pendant les essais de perçage. La Figure IV.13 donne un exemple de mesure expérimentale et définit T^{exp} dans le cas d'un perçage à sec.

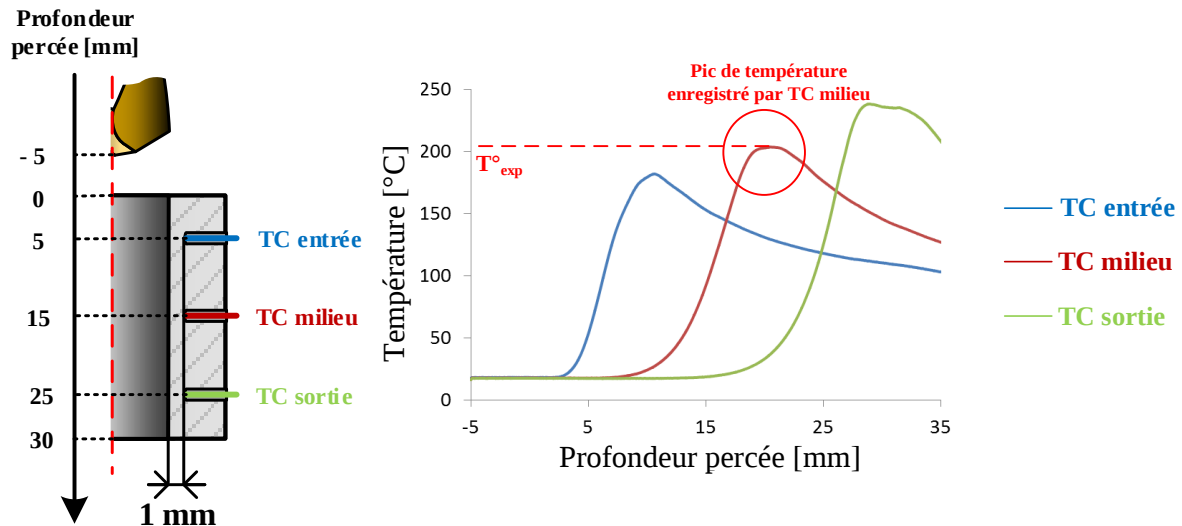


Figure IV.13 : Exemple de mesure de température et définition du « pic » de température enregistré après le passage des listels

En outre, comme le montre la Figure IV.12 il a été nécessaire de faire intervenir les commandes MS-DOS pour gérer le logiciel ABAQUS et les sous-routines en FORTRAN associées, permettant ainsi de lancer les simulations depuis MATLAB. De même, MS-DOS a été utilisé pour lancer des scripts PYTHON depuis ABAQUS et lire les résultats de simulation de manière automatique. Il est à noter qu'en réalité, deux versions du programme de commande de la méthode ont été développées, l'une permettant de réaliser cette démarche localement, l'autre permettant de lancer des simulations sur le cluster de calculs du campus Arts & Métiers d'Angers, permettant ainsi de disposer d'une puissance de calcul bien supérieure.

IV.3. Détermination des chargements thermiques

IV.3.1. Conception des éprouvettes : étude sur les effets de bord en perçage

IV.3.1.1. Justification de la pré-étude réalisée

Au regard des objectifs affichés, il semblait nécessaire de prendre des précautions vis-à-vis des effets thermiques qu'il est possible de rencontrer dans le cadre d'essais expérimentaux, et notamment vis-à-vis des effets de bord qui ne sont en général pas considérés lors de la réalisation de campagne d'essais de perçage. En effet, la volonté d'optimiser le nombre de trous réalisables sur une seule éprouvette ajouté au coût de la matière pousse généralement à prévoir un espacement faible entre les trous percés, de même pour l'espacement entre ces trous et les bords de l'éprouvette. Or, cela influe sur la conduction de la chaleur dans le matériau, comme le montre la Figure IV.14, correspondant à une image prise par caméra thermique lors de la sortie d'un foret pour un trou percé à sec à $V_c = 45$ m/min et $f = 0.08$ mm/tr dans une éprouvette de Ti6Al4V : il y a une accumulation de chaleur en bord de pièce due à l'impossibilité de celle-ci d'être conduite d'avantage, faute de matière disponible.

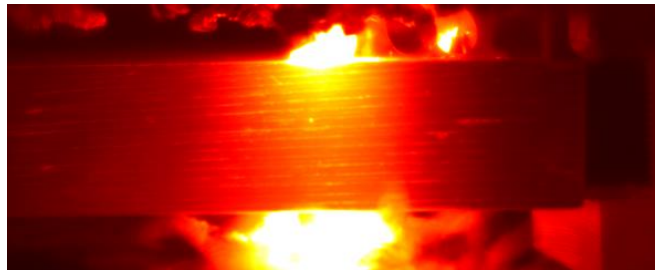


Figure IV.14 : Photo prise à la caméra thermique pendant la sortie d'un foret pour un trou percé à $V_c = 45$ m/min et $f = 0,08$ mm/tr dans la condition à sec

Par conséquent, l'objectif de cette pré-étude concernant les effets de bord est de savoir comment concevoir les éprouvettes et programmes d'usinage pour que les mesures de température qui seront réalisées soient toutes indépendantes de la séquence de perçage et du positionnement des trous. Autrement dit, le but est d'éviter les effets de bord lors de ces campagnes d'essais. Pour cela, il est nécessaire de déterminer, dans le pire des cas (la température la plus élevée, le temps d'usinage le plus long) :

- L'influence d'un bord d'éprouvette sur la température atteinte à 1 mm de la surface du trou
- L'influence d'un trou déjà percé sur la température atteinte à 1 mm de la surface du trou

Il est à noter que la distance de 1 mm correspond à la distance de la surface du trou à laquelle seront placés les thermocouples lors de la campagne expérimentale, d'où ce même choix pour la pré-étude. En outre, la Figure IV.15 donne des exemples de champs de températures simulés, permettant d'illustrer l'influence que peut avoir un bord d'éprouvette sur les températures maximales atteintes. C'est l'objet même de la pré-étude qui permettra d'entrer dans les détails sur ce sujet.

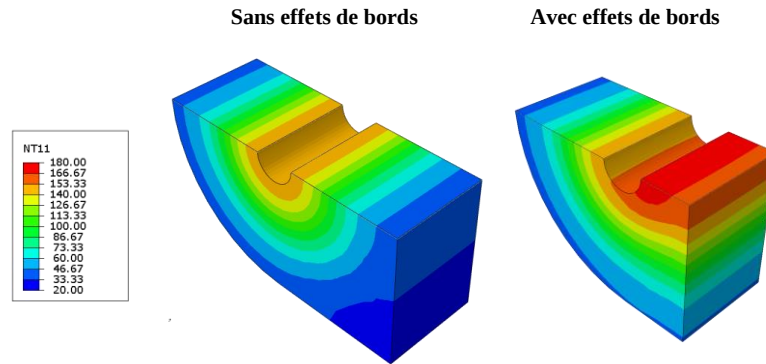


Figure IV.15 : Exemples de champs de température simulés, avec et sans effets de bords

IV.3.1.2. Etapes de la pré-étude

La Figure IV.16 donne un synoptique des étapes de la pré-étude sur les effets de bord en thermique dont l'objectif final est la conception des éprouvettes qui serviront à réaliser les mesures expérimentales de température.

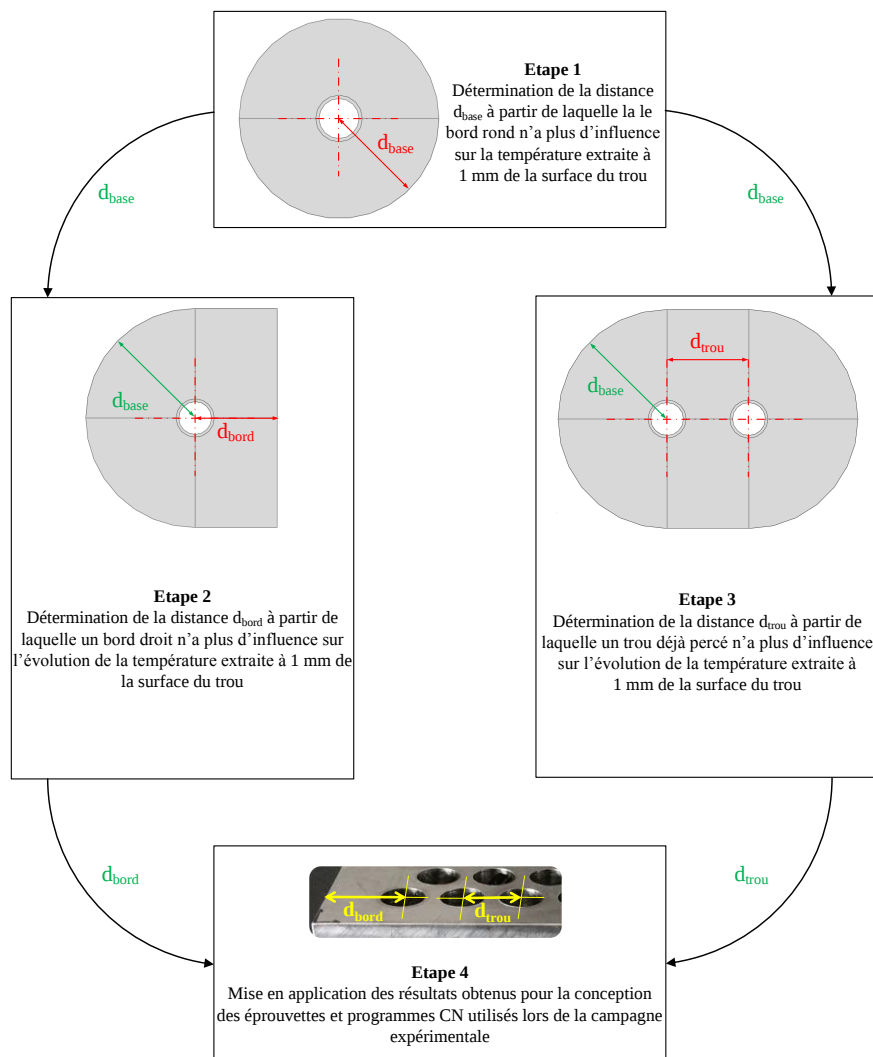


Figure IV.16 : Synoptique des étapes de la pré-étude sur les effets de bord en thermique

IV.3.1.3. Etape 1 : étude numérique préliminaire

Objectifs

Cette première étude numérique préliminaire a pour but de déterminer le rayon d'éprouvette cylindrique (tout bord équidistant de l'axe de perçage), ou distance de base, à partir duquel les parois extérieures n'ont plus d'effet sur la température mesurée à 1 mm de la surface du trou pendant la durée du perçage.

Géométrie du modèle et maillage

La géométrie du modèle consiste en une éprouvette cylindrique de hauteur 30 mm et de rayon d_{base} que l'on fait varier avec un trou de diamètre 12 mm au milieu de celle-ci. Une partition coupant l'éprouvette en deux a été réalisée dans le but de pouvoir utiliser un maillage structuré. De plus, une partition circulaire a été réalisée à 1 mm de la surface du trou afin de pouvoir suivre la température à cette distance.

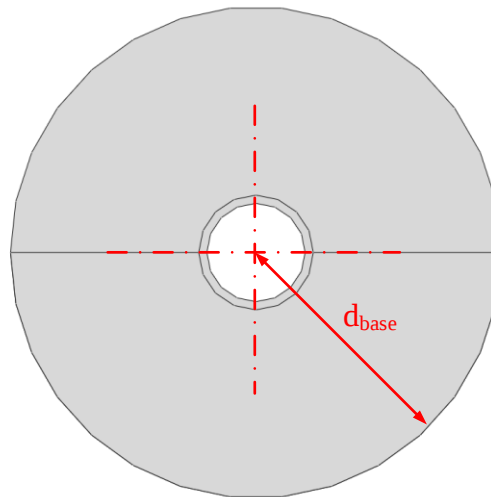


Figure IV.17 : Géométrie du modèle utilisé pour l'étape n°1 de la pré-étude sur les effets de bords en thermique

En ce qui concerne le maillage, le nombre d'éléments a été augmenté dès lors que la distance d_{base} a été augmentée. Ceci étant dit, il a été vérifié que l'influence du maillage sur le résultat obtenu était négligeable.

Matériau

Les propriétés utilisées sont celles décrites dans la section IV.2.1.

Conditions aux limites et initiales

Etant donné la nature purement thermique de l'étude, il n'a pas été nécessaire d'introduire de conditions aux limites particulières. En revanche, la température initiale de la pièce a été fixée à 20 °C.

Etapas de la simulation

Partant du modèle à température ambiante, la simulation est réalisée en deux étapes, la première correspond à 70 s de chauffe de la surface intérieure du trou. En effet, c'est le temps qu'il faudrait dans les conditions de coupe testées les plus lentes ($V_c = 15$ m/min, $f = 0,08$ mm/tr) pour parcourir 37 mm, ce qui correspond à la hauteur des éprouvettes (30 mm) qui seront utilisées additionnée à la hauteur de l'insert de coupe (7 mm). Ensuite, la seconde étape simulée est le refroidissement à l'air de la pièce.

Chargements et interactions

La Figure IV.18 schématise les chargements et interactions appliqués au modèle au cours des deux étapes de simulation annoncées. Le chargement thermique appliqué à la paroi du trou a été choisie de telle manière à atteindre des températures comparables à ce qui serait retrouvé en perçage. Ainsi, la valeur choisie de $250\,000\text{ W/m}^2$ permet d'atteindre une température maximale d'environ 250 °C à 1 mm de la surface du trou, ce qui correspondait à la température maximale mesurée au même endroit pour $V_c = 45\text{ m/min}$ et $f = 0,08\text{ mm/tr}$ dans le cadre d'autres essais réalisés sur Ti6Al4V. D'autre part, le coefficient d'échange convectif entre l'air et le Ti6Al4V a été pris égal à $20\text{ W/m}^2\cdot\text{K}$, sachant que les valeurs de ce coefficient sont classiquement prises entre 5 et $25\text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ (cf. [Rotella et Umbrello, 2014])

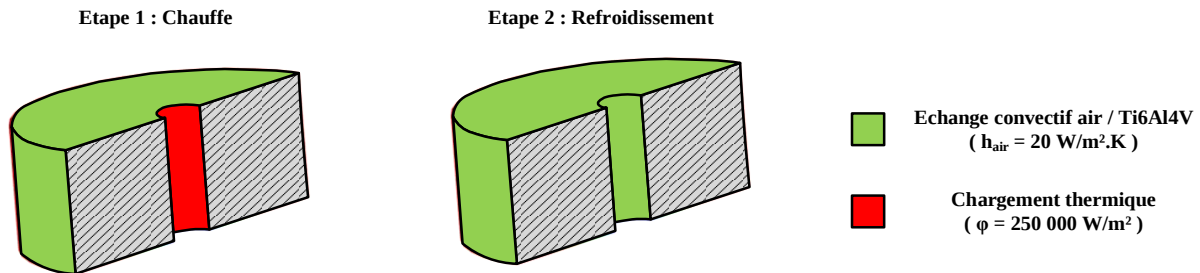


Figure IV.18 : Chargements appliqués pendant la simulation réalisée pour l'étape n°1 de la pré-étude sur les effets de bord en thermique

Point d'extraction de la température

La Figure IV.19 indique le nœud du modèle où l'évolution de la température simulée a été extraite. Ce nœud se situe à 1 mm de la surface cylindrique du trou, à 15 mm d'altitude, ce qui correspond au milieu de l'éprouvette. Le modèle étant ici totalement axisymétrique, l'orientation angulaire du point d'extraction n'a pas d'importance. Il est à noter que la Figure IV.19 présente un profil de température de forme courbée qui s'explique par les échanges convectifs air/Ti6Al4V qui ont été mis en place sur les surfaces extérieures du modèle.

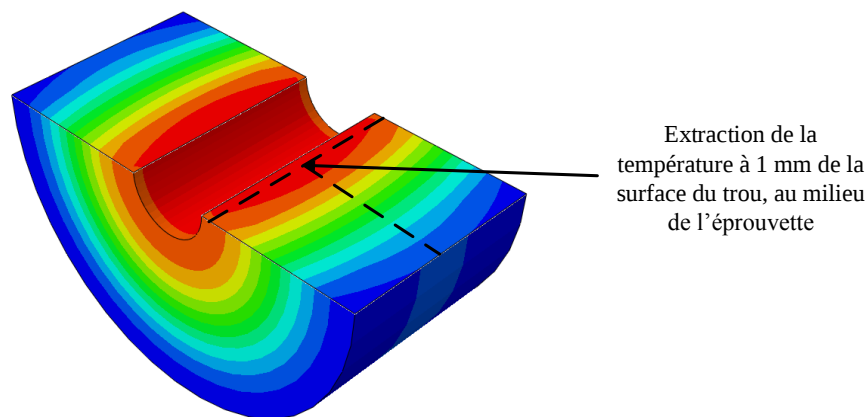


Figure IV.19 : Point d'extraction de la température pendant la simulation réalisée pour l'étape n°1 de la pré-étude

Résultats et conclusions

La Figure IV.20 donne l'évolution de la température extraite pour cette étape. Différentes distances de base, comprises entre $d_{\text{base}} = 10\text{ mm}$ et $d_{\text{base}} = 50\text{ mm}$ ont été testées, ce qui permet d'une part de se rendre compte de l'effet que peut avoir la proximité d'un bord rond sur la température maximale atteinte, et de l'autre de faire un choix de dimension de base utilisée pour les modèles suivants. En effet, pour $d_{\text{base}} = 10\text{ mm}$, la température maximale atteinte excède les 1000 °C alors que la

température vers laquelle il y a convergence lorsque d_{base} augmente est comprise entre 250 et 251 °C. Au vu des résultats obtenus, il a été décidé d'utiliser $d_{base} = 40$ mm comme dimension de base dans les modèles suivants, ce rayon permettant une convergence de la température maximale atteinte à moins de 1 °C près.

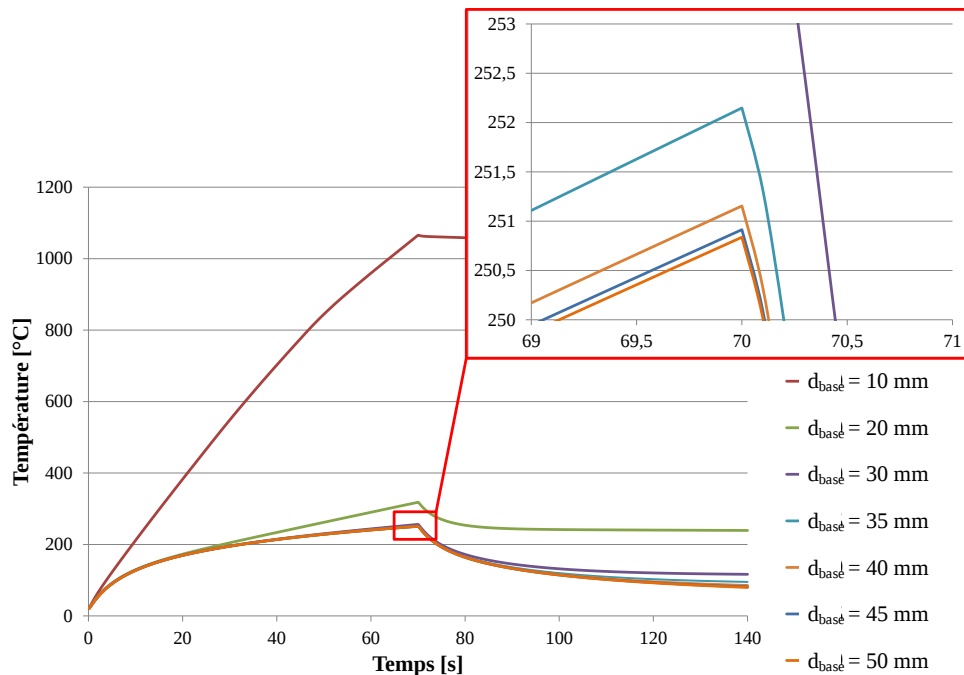


Figure IV.20 : Evolution de la température pendant les simulations réalisées pour l'étape n°1 de la pré-étude

IV.3.1.4. Etape 2 : influence d'un bord d'éprouvette

Objectifs

Cette deuxième étape a pour vocation de déterminer la distance d'un bord d'éprouvette à partir de laquelle il n'y a plus d'effet sur la température mesurée à 1 mm de la surface du trou.

Géométrie du modèle et maillage

La géométrie du modèle consiste en une éprouvette hauteur 30 mm dont l'un des côtés est cylindrique de rayon $d_{base} = 40$ mm (dimension de base) afin d'éviter les effets de bords, et où l'autre côté est un parallélépipède rectangle de longueur 40 mm et de largeur d_{bord} que l'on fait varier. Une partition coupant l'éprouvette en deux a été réalisée dans le but de pouvoir utiliser un maillage structuré sur la partie cylindrique. Une deuxième partition a été réalisée perpendiculairement à la première afin de pouvoir suivre l'évolution de la température dans le plan perpendiculaire au bord de l'éprouvette et passant par l'axe du trou. De plus, une partition circulaire a une fois de plus été réalisée à 1 mm de la surface du trou dans le but de pouvoir suivre la température à cette distance.

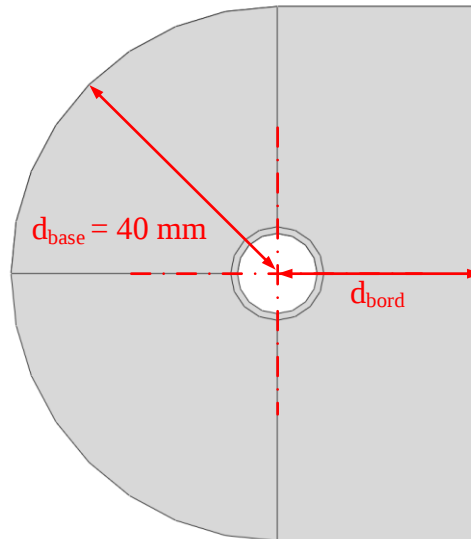


Figure IV.21 : Géométrie du modèle utilisé pour l'étape n°2 de la pré-étude sur les effets de bord en thermique

En ce qui concerne le maillage, le nombre d'éléments a été augmenté dès lors que la distance d_{bord} a été augmentée. Une fois encore, il a été vérifié que l'influence du maillage sur le résultat obtenu était négligeable.

Matériau

Les propriétés utilisées sont celles décrites dans la section IV.2.1.

Conditions aux limites et initiales

Etant donné la nature purement thermique de l'étude, il n'a pas été nécessaire d'introduire de conditions aux limites particulières. En revanche, la température initiale de la pièce a été fixée à 20 °C.

Etapas de la simulation

Comme pour l'étape n°1, les étapes correspondent à 70 s de chauffe et 70 s de refroidissement à l'air.

Chargements et interactions

La Figure IV.22 schématise les chargements et interactions appliqués au modèle au cours des deux étapes de simulation annoncés. Ceux-ci étant identiques à ceux du modèle précédent dont seul la géométrie change, ils ne seront pas commentés à nouveau.

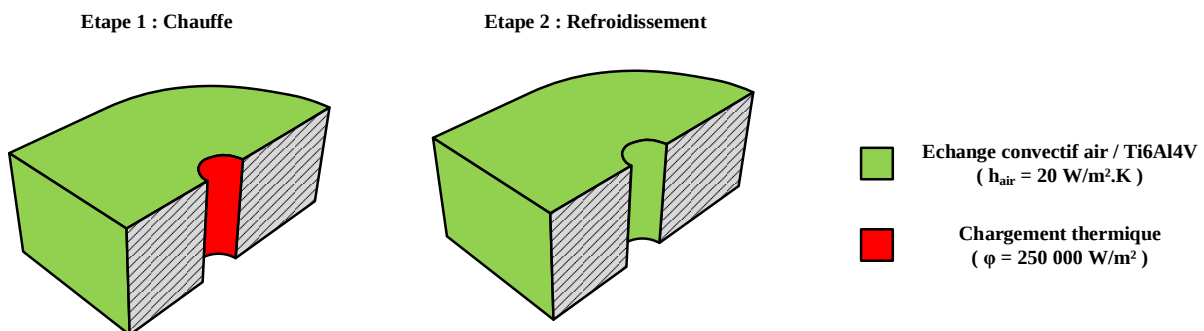


Figure IV.22 : Chargements appliqués pendant la simulation réalisée pour l'étape n°2 de la pré-étude sur les effets de bord en thermique

Point d'extraction de la température

La Figure IV.23 indique le nœud du modèle où l'évolution de la température simulée a été extraite. Ce nœud se situe à 1 mm de la surface cylindrique du trou, à 15 mm d'altitude, ce qui correspond au milieu de l'éprouvette. En outre, le point d'extraction utilisé se situe dans le plan perpendiculaire au bord droit de l'éprouvette et passant par l'axe du trou. Ainsi, celui-ci correspond au point de mesure par thermocouple qui sera utilisé expérimentalement.

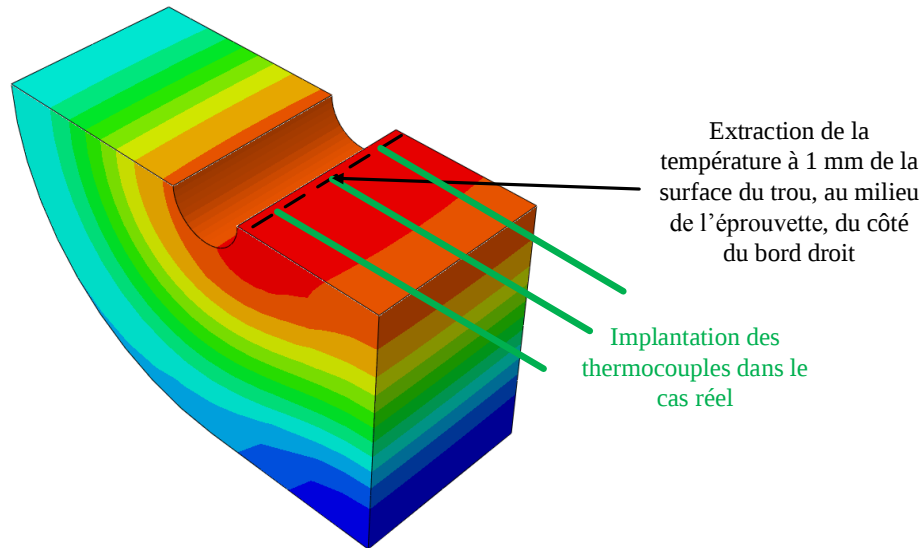


Figure IV.23 : Point d'extraction de la température pendant la simulation réalisée pour l'étape n°2 de la pré-étude

Résultats et conclusions

La Figure IV.24 donne l'évolution de la température extraite pour cette étape. Différentes distances d_{bord} comprises entre $d_{bord} = 10$ mm et $d_{bord} = 40$ mm ont été testées, ce qui permet d'une part de se rendre compte de l'effet que peut avoir la proximité d'un bord droit d'éprouvette sur la température maximale atteinte et de l'autre de faire un choix de placement des perçages vis-à-vis d'un bord d'éprouvette pour la mesure expérimentale des chargements thermiques. En effet, lorsque $d_{bord} = 10$ mm, la température maximale atteinte dépasse les 400 °C alors que la température maximale vers laquelle il y a convergence lorsque d_{bord} augmente est comprise entre 251 et 252 °C. Au vu de la tendance à économiser de la matière lors d'essais de perçage, la distance $d_{bord} = 10$ mm est tout à fait cohérente avec ce qui pourrait être choisi usuellement sans avoir réfléchi aux effets de bord. Ces résultats prouvent donc que l'impact d'un bord d'éprouvette peut être très conséquent sur les températures atteintes dans la matière percée. Finalement, la distance $d_{bord} = 30$ mm a été choisie pour la conception des éprouvettes et programmes CN utilisés lors des essais de détermination des chargements thermiques. En effet, celle-ci permet une convergence à 1,5 °C près de la valeur maximale atteinte sans effets de bord et représente un bon compromis entre justesse des mesures et économie de matière.

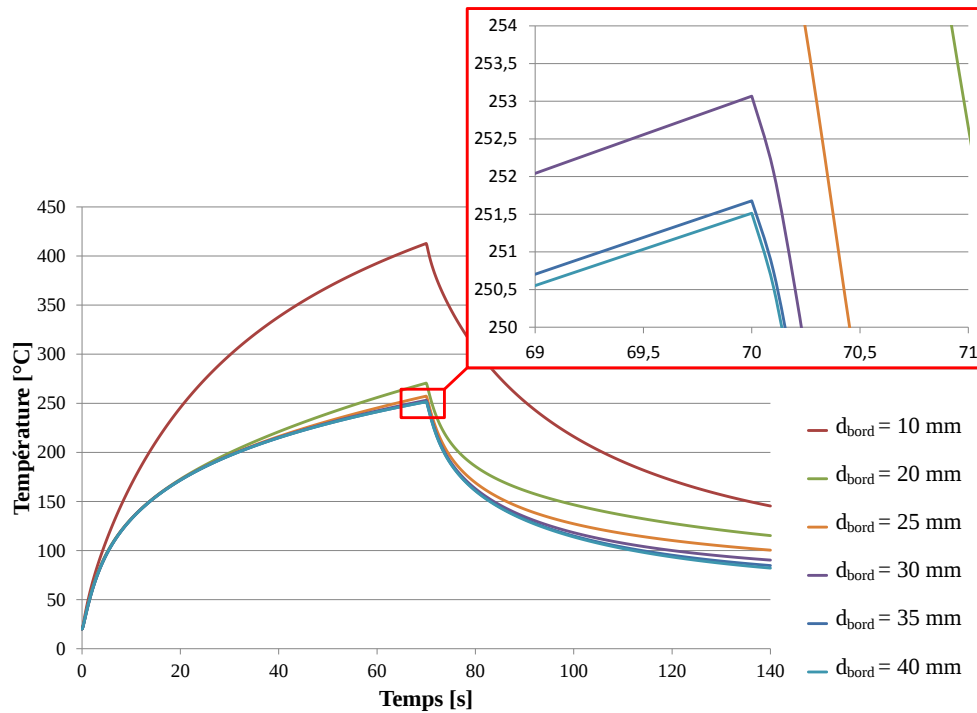


Figure IV.24 : Evolution de la température pendant la simulation réalisée pour l'étape n°2 de la pré-étude

IV.3.1.5. Etape 3 : influence d'un trou déjà percé

Objectifs

Cette troisième étape devait permettre de déterminer la distance nécessaire entre un trou déjà percé et le trou en cours de réalisation pour s'affranchir des effets sur la température mesurée à 1 mm de la surface du trou.

Géométrie du modèle et maillage

La géométrie du modèle consiste en une éprouvette hauteur 30 mm constituée de deux parties extérieures cylindrique de rayon $d_{base} = 40$ mm (dimension de base) afin d'éviter les effets de bords, et dont la partie centrale est un parallélépipède rectangle de longueur 40 mm et de largeur d_{trou} , correspondant à la distance entre les deux trous de diamètre 12 mm du modèle que l'on fait varier. Deux partitions dont les plans coupent respectivement chaque axe des deux trous ont été réalisées afin de pouvoir utiliser un maillage structuré sur les parties cylindriques. Une troisième partition passant par les axes des deux trous a été définie dans le but de pouvoir suivre l'évolution de la température dans ce plan. Deux partitions cylindriques supplémentaires, situées à 1 mm de la surface du trou ont été mises en place dans le but de pouvoir suivre la température à ces distances.

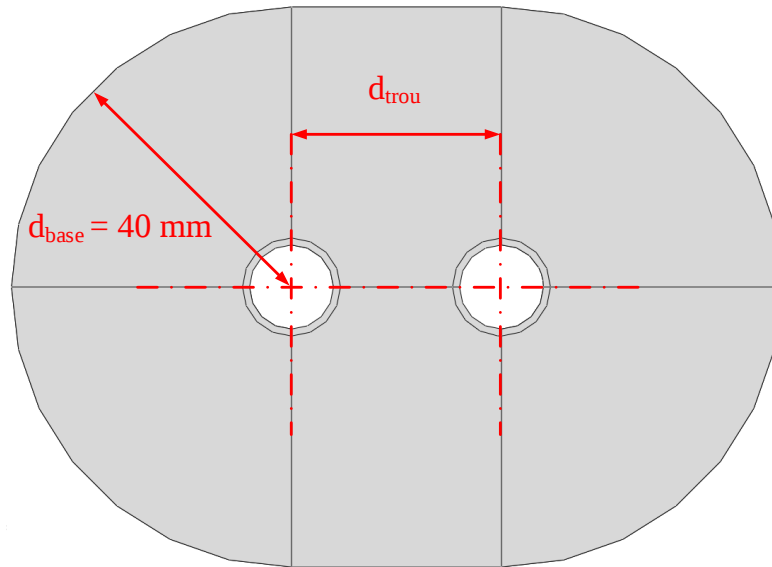


Figure IV.25 : Géométrie du modèle utilisé pour l'étape n°3 de la pré-étude sur les effets de bords en thermique

En ce qui concerne le maillage, le nombre d'éléments a été augmenté dès lors que la distance d_{trou} entre les axes des trous a été augmentée. Une fois encore, il a été vérifié que l'influence du maillage sur le résultat obtenu était négligeable.

Matériau

Les propriétés utilisées sont celles décrites dans la section IV.2.1.

Conditions aux limites et initiales

Etant donné la nature purement thermique de l'étude, il n'a pas été nécessaire d'introduire de conditions aux limites particulières. En revanche, la température initiale de la pièce a été fixée à 20 °C.

Etapas de la simulation

Comme pour l'étape n°1, les étapes correspondent à 70 s de chauffe et 70 s de refroidissement à l'air.

Chargements et interactions

La Figure IV.26 schématise les chargements et interactions appliqués au modèle au cours des deux étapes de simulation annoncées. Ceux-ci étant identiques à ceux du modèle précédent dont seule la géométrie change, ils ne seront pas commentés à nouveau.

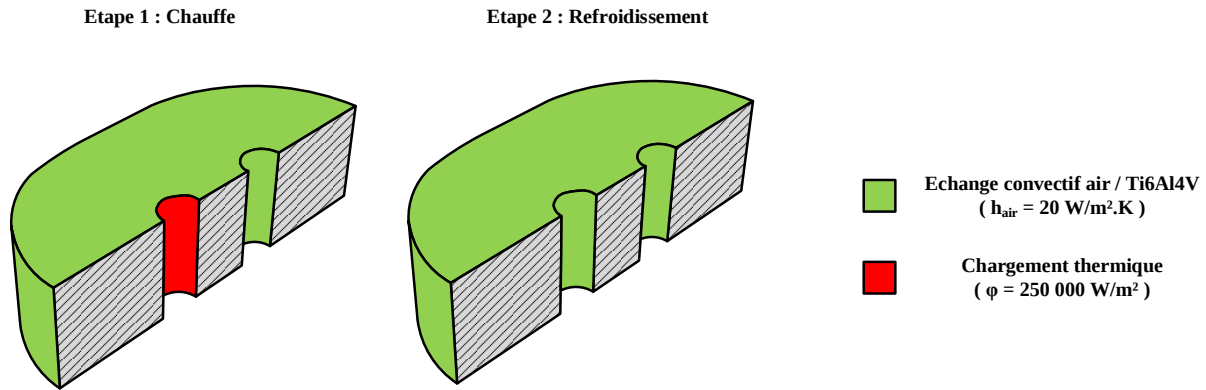


Figure IV.26 : Chargements appliqués pendant la simulation réalisée pour l'étape n°3 de la pré-étude sur les effets de bord en thermique

Point d'extraction de la température

La Figure IV.27 indique le nœud du modèle où l'évolution de la température simulée a été extraite. Ce nœud se situe à 1 mm de la surface cylindrique du trou qui est chauffé, à 15 mm d'altitude, ce qui correspond au milieu de l'éprouvette. En outre, le point d'extraction utilisé se situe dans le plan perpendiculaire au bord droit de l'éprouvette et passant par l'axe du trou. Ainsi, celui-ci correspond au point de mesure par thermocouple qui sera utilisé expérimentalement.

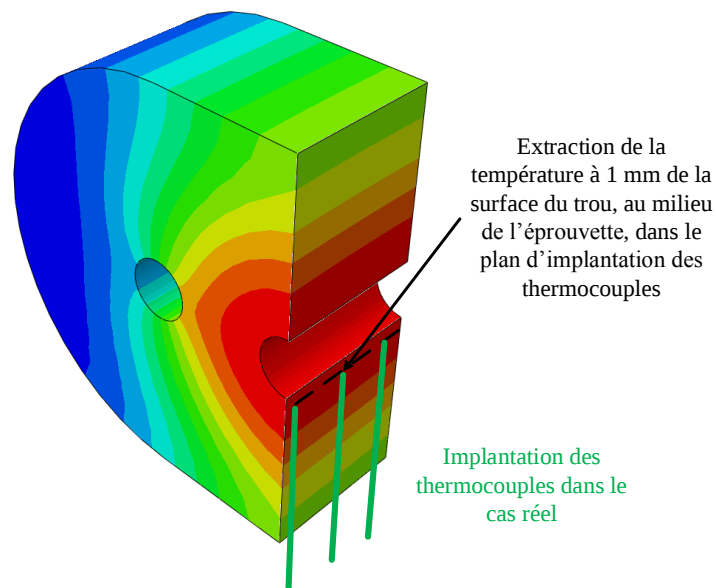


Figure IV.27 : Point d'extraction de la température pendant la simulation réalisée pour l'étape n°3 de la pré-étude

Résultats et conclusions

La Figure IV.28 donne l'évolution de la température extraite pour cette étape. Différentes distances d_{trou} comprises entre $d_{\text{trou}} = 15 \text{ mm}$ et $d_{\text{trou}} = 40 \text{ mm}$ ont été testées, ce qui permet d'une part de se rendre compte de l'effet que peut avoir la proximité d'un trou déjà percé sur la température maximale atteinte à 1 mm de la surface du trou en cours de perçage. En outre, cela permet de faire le choix de l'espacement entre les trous percés pendant la mesure expérimentale des chargements thermiques. Lorsque $d_{\text{trou}} = 15 \text{ mm}$, la température maximale atteinte avoisine les 267°C alors que la température maximale vers laquelle il y a convergence lorsque d augmente est comprise entre 252 et 253°C . Au vu de la tendance à économiser de la matière lors d'essais de perçage, la distance $d_{\text{trou}} = 15 \text{ mm}$ est tout à fait cohérente avec ce qui pourrait être choisi usuellement sans avoir réfléchi aux effets de bord. Ces

résultats prouvent donc que l'impact d'un seul trou déjà percé peut déjà sensiblement augmenter la température maximale atteinte. En effet, ici il y a une différence de 15 °C pour un seul trou, il est donc possible d'imaginer l'impact que cela pourrait avoir sur une plaque où l'on percerait un grand nombre de trous dans le cadre d'essais quelconques. Finalement, la distance $d_{\text{trou}} = 25$ mm a été choisie pour la conception des éprouvettes et programmes CN utilisés lors des essais de détermination des chargements thermiques. En effet, celle-ci permet une convergence à 2°C près de la valeur maximale atteinte sans effets de bord et représente un bon compromis entre justesse des mesures et économie de matière.

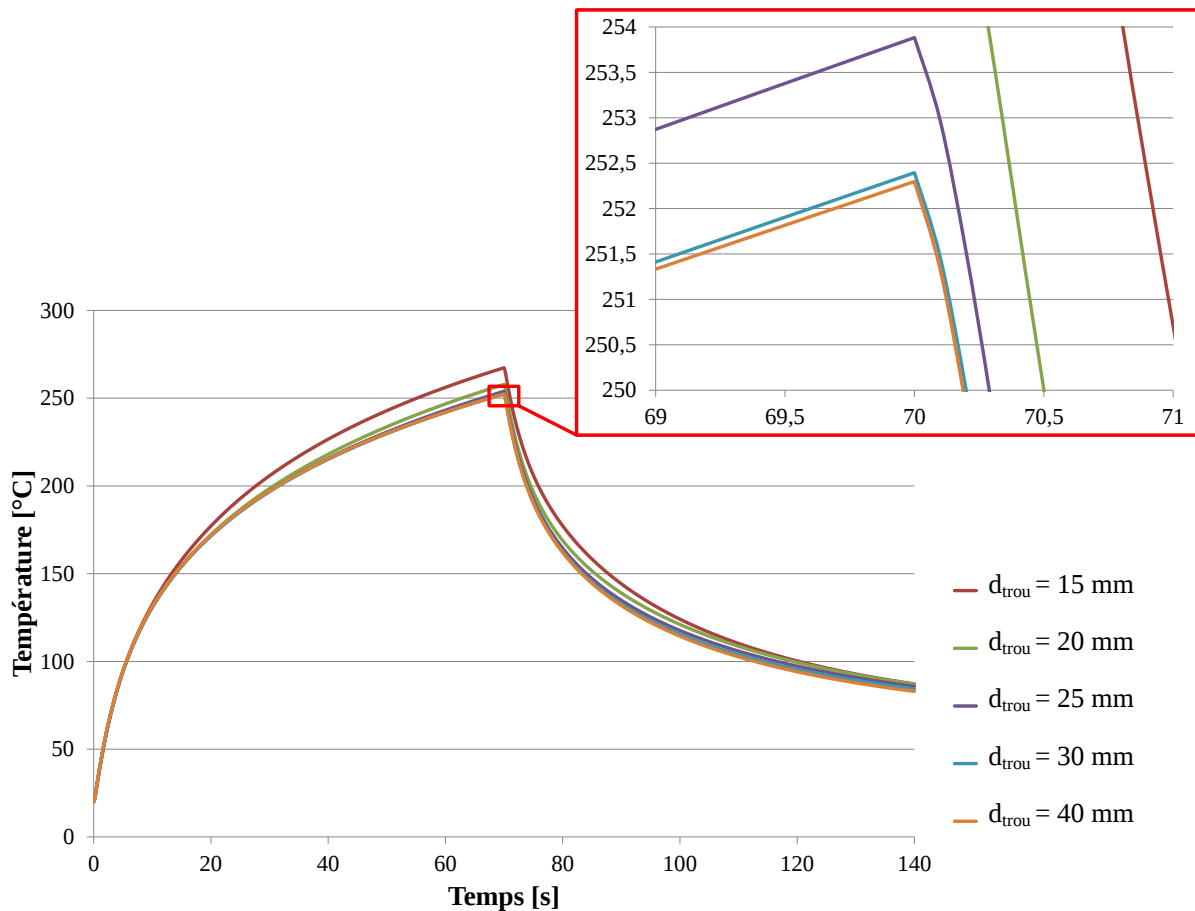


Figure IV.28 : Evolution de la température pendant la simulation réalisée pour l'étape n°3 de la pré-étude

IV.3.1.6. Etape 4 : conception d'éprouvette

La Figure IV.29 expose les dimensions qui ont finalement été retenues pour les éprouvettes et séquences de perçage programmées dans le cadre des essais visant à la détermination des chargements thermiques induits par le resserrement du trou sur les listels. Notamment, la distance avec les bords de l'éprouvette a été fixée à 30 mm comme déterminé lors de l'étape 2 et l'entraxe entre les perçages d'une même ligne a été fixé à 25 mm, comme choisi à l'issue de l'étape 3. Pour les bords d'éprouvette qui seront bridés, un surplus de 10 mm a été prévu afin d'être sûr que celle-ci n'influeraient pas sur la température maximale atteinte. Cette démarche aura en outre permis de déterminer la profondeur d'implantation des thermocouples qui seront utilisés lors de la campagne expérimentale et qui sera de 23 mm.

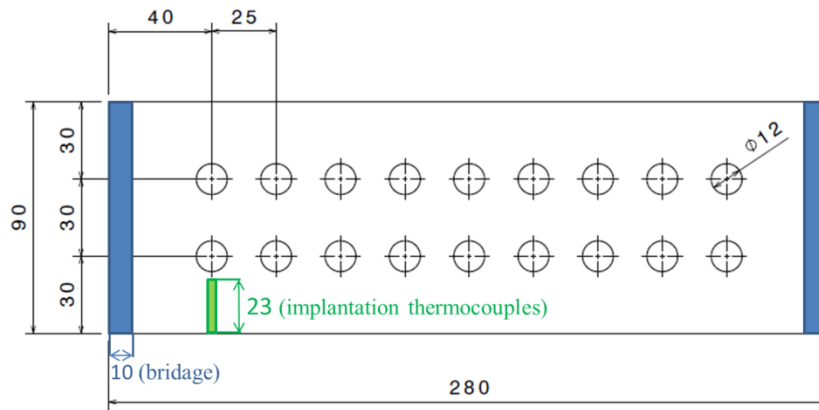


Figure IV.29 : Dimensions retenues pour les éprouvettes servant à la détermination des chargements thermiques induits par le resserrement du trou

Finalement, en gardant en tête que le dimensionnement réalisé correspond à la pire des situations où la température correspond aux conditions les plus difficiles thermiquement ($V_c = 45$ m/min ; $f = 0,08$ mm/tr) et le temps aux conditions les moins rapides ($V_c = 15$ m/min ; $f = 0,08$ mm/tr), l'éprouvette proposée devrait permettre d'être en sécurité vis-à-vis des effets des bords de l'éprouvette ainsi que des effets des trous déjà percés sur le trou en cours de perçage.

IV.3.2. Campagne d'essai et résultats expérimentaux

IV.3.2.1. Dispositif expérimental

Les essais de perçage ont été réalisés sur une fraiseuse à commande numérique Sagem Precimill 4H modifiée pour l'utilisation de l'assistance cryogénique. Les trous ont été percés à l'aide d'outils ISCAR composés d'un corps d'outil en acier SUMOCHAM (référence DCN 120-060-16-5D) et de plusieurs inserts interchangeables en carbure de tungstène (référence ICM 120 IC908) de diamètre 12 mm et dont les caractéristiques géométriques ont été explicitées dans la section II.2.2. L'épaisseur des plaques de Ti6Al4V (traité β) était de 30 mm. Lors de l'utilisation de l'assistance cryogénique, les perçages ont été réalisés avec une pression de 3 bars en sortie du réservoir d'azote liquide, sur l'installation du LaBoMaP (ENSAM Cluny) pour laquelle aucun détail supplémentaire ne sera donné.

Le but de l'expérience était de mesurer l'évolution des températures à proximité de la surface du trou percée afin de pouvoir dans un second temps déterminer par méthode inverse les chargements thermiques induits par le resserrement du trou en perçage de Ti6Al4V. Ainsi, comme le montre la Figure IV.30, les thermocouples de type K et de diamètre 1 mm utilisés pour la mesure de température ont été placés à 1 mm de la surface du trou percé, en entrée, milieu et sortie de trou. La température a été acquise à une fréquence de 1 kHz et a été traitée à posteriori par un filtre de Butterworth passe-bas d'ordre 2 et de fréquence de coupure de 5 Hz. Il est à noter que les thermocouples servaient aussi à vérifier que l'éprouvette était retournée à température ambiante entre chaque perçage réalisé. En effet, cette précaution était nécessaire pour pouvoir réaliser des essais et des mesures dont l'état initial était comparable. Il aurait été possible de surveiller la température de l'outil aussi, mais au vu du volume de l'éprouvette en comparaison de l'outil, menant à des temps de chauffe/refroidissement plus longs, cela n'a pas été jugé nécessaire.

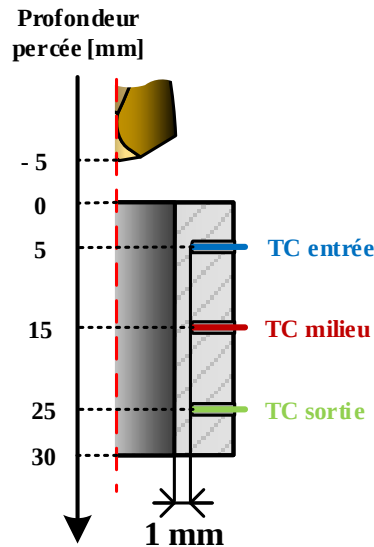


Figure IV.30 : Position des thermocouples insérés à proximité des trous percés

En outre, il est nécessaire de préciser qu'au vu de la profondeur de 23 mm nécessaire pour l'implantation des thermocouples, les trous d'insertion ont été percés avec un diamètre de 1,5 mm malgré l'utilisation de thermocouples de diamètre 1 mm. En effet, les trous d'implantation ayant été percés par électroérosion, il n'était pas possible de réaliser des trous de cette profondeur avec des électrodes de diamètre 1 mm. Par conséquent, un dispositif de bridage des thermocouples a été réalisé afin de s'assurer de leur bon contact avec le fond des trous d'implantation. Celui-ci est exposé sur la Figure IV.31 qui permet d'illustrer l'implantation et le maintien des thermocouples au fond des trous prévus à cet effet. De plus, il à noter que de la pâte thermique a été placée dans l'intégralité du trou avant l'insertion des thermocouples dans le but de faciliter les échanges thermiques.

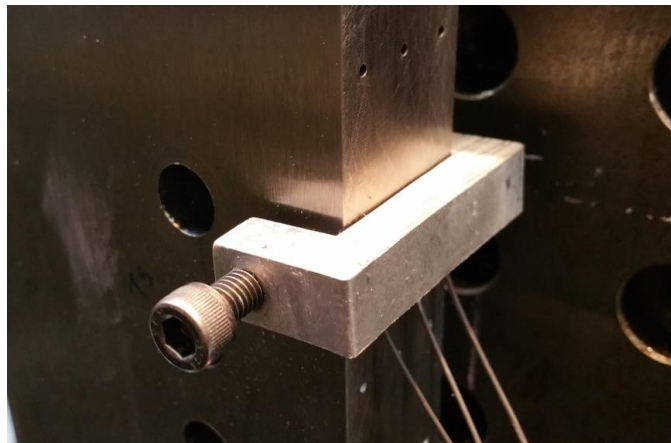


Figure IV.31 : Dispositif de maintien des thermocouples au fond de leurs trous d'implantation

Les essais de perçage ont été réalisés à sec pour les vitesses de coupe (V_c) et avances par tour (f) décrites dans le Tableau IV.4 qui décrit la séquence de perçage ainsi que le nombre d'inserts utilisés. L'idée était de vérifier qu'il y avait répétabilité des résultats en tentant de réaliser les mesures selon une séquence où les 9 conditions de coupe testées étaient enchaînées avec un premier insert, puis de réaliser la même séquence en sens inverse avec un second insert pour vérifier qu'il n'y avait pas d'effet de rodage ou d'usure sur les résultats.

N° trou	Vc	f	Insert
1	15	0,08	n°1
2	15	0,16	
3	15	0,24	
4	30	0,08	
5	30	0,16	
6	30	0,24	
7	45	0,08	
8	45	0,16	
9	45	0,24	
10	45	0,24	n°2
11	45	0,16	
12	45	0,08	
13	30	0,24	
14	30	0,16	
15	30	0,08	
16	15	0,24	
17	15	0,16	
18	15	0,08	

Tableau IV.4 : Séquence de perçage réalisée pour les essais de mesure de températures

Comme cela sera présenté ultérieurement (section IV.3.2.2), la démarche employée a montré qu'il y avait un manque de répétabilité avec cette méthode. Il a été décidé, au vu du temps nécessaire à la préparation des éprouvettes et par nécessité d'économiser le nombre d'inserts utilisés, de répéter uniquement les mesures pour $V_c = 30$ m/min et $f = 0,08$ mm/tr qui correspondent à la condition répétée lors des essais de mesure des efforts radiaux du chapitre III. Ainsi, 5 trous ont été réalisés à sec dans ces conditions avec un insert neuf, et de même avec assistance cryogénique avec un second insert lui aussi neuf.

IV.3.2.2. Résultats et discussion

La Figure IV.32 expose des résultats de mesures de températures réalisés pour un perçage à sec et un perçage avec assistance cryogénique avec les paramètres de coupe $V_c = 30$ m/min et $f = 0,08$ mm/tr. La méthode inverse initialement imaginée prévoyait d'utiliser le pic de température mesuré par le thermocouple du milieu afin d'effectuer la comparaison avec la simulation. En effet, choisir le milieu permet d'être au plus loin du dessus et du dessous de l'éprouvette pour lesquels il existe aussi des effets de bords. Les mesures réalisées en entrée et en sortie de trou devaient quant à elles servir à vérifier la cohérence des températures simulées. Ainsi, les résultats permettent de confirmer la possibilité d'utiliser la méthode imaginée dans le cas à sec : les mesures montrent bien une montée en température avant l'arrivée des listels, puis un pic après leur passage quand la chaleur a été conduite jusqu'au point de mesure, et finalement une redescente en température. Ainsi, il est tout à fait possible de simuler ce comportement avec les densités de flux thermiques initialement programmées (subroutine DFLUX).

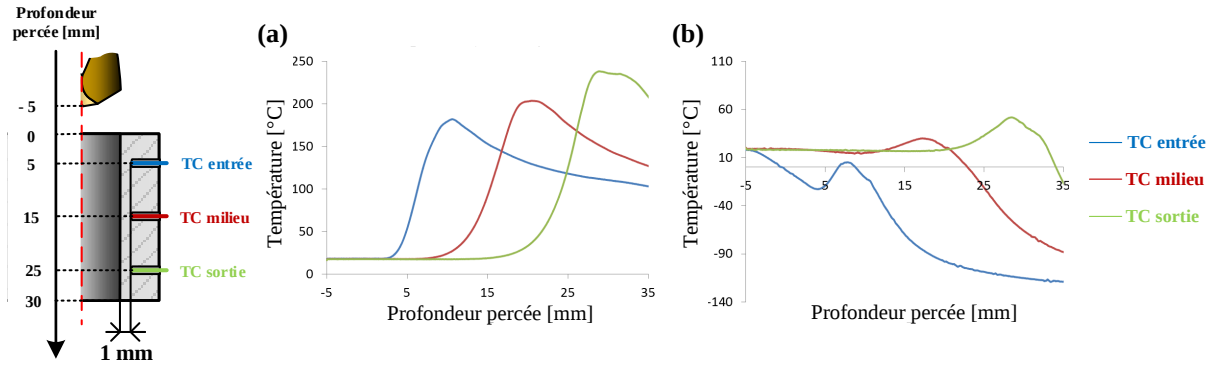


Figure IV.32 : Exemple de résultats de mesure de température (a) à sec et (b) avec assistance cryogénique, pour $V_c = 30$ m/min et $f = 0,08$ mm/tr

En revanche, dans le cas avec assistance cryogénique, le refroidissement est beaucoup plus intense que ce qui était attendu et dans le cas ici présenté, les températures maximales mesurées n'excèdent pas les 50 °C et les températures minimales mesurées s'approchent ici des -120° C après passage des listels. De plus, la matière étant d'ores et déjà refroidie pendant l'approche du foret, le thermocouple situé en entrée enregistre une baisse de température avant même le début du perçage. Ainsi, au vu de l'intensité du refroidissement, il sera nécessaire dans le cas avec assistance cryogénique, d'ajouter un échange convectif mobile entre l'azote liquide et le Ti6Al4V à l'intérieur du trou. La Figure IV.33 permet d'illustrer l'ajout d'échange convectif dont il est question. Il est à noter que la zone d'échange a été choisie comme étant l'intégralité de la surface déjà usinée hormis les parties en contact avec les listels. En outre, dans le cas avec assistance cryogénique, la mesure de température en entrée ne sera pour le moment pas prise en compte lors des comparaisons avec la simulation qui ne prend pas en compte le refroidissement subi par la matière durant l'approche du foret qui est déjà en train de projeter de l'azote liquide.

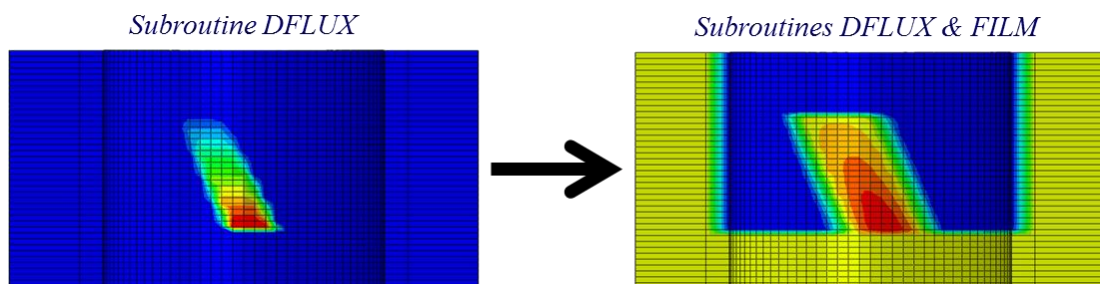


Figure IV.33 : Ajout d'un échange convectif dans la simulation des chargements thermiques pour le cas avec assistance cryogénique

La Figure IV.34 expose les résultats obtenus pour les pics de température mesurés par le thermocouple du milieu dans le cadre de la première vague de mesures de températures réalisée à sec et avec variation des conditions de coupe. Il est rappelé que ces perçages avaient été réalisés selon la séquence décrite par le Tableau IV.4 de la section IV.3.2.1. L'objectif était de vérifier s'il était possible de balayer les 9 conditions de coupe testées sans qu'il y ait un effet de rodage ou d'usure empêchant la répétabilité des mesures. Comme le montrent les résultats par insert, les températures maximales après passage des listels dépendaient fortement du sens de balayage des conditions de coupe. En effet, pour la condition $V_c = 15$ m/min et $f = 0,08$ mm/tr, réalisée en premier pour l'insert n°1 et en dernier pour l'insert n°2, la différence entre les pics de température excède les 200 °C. C'est pourquoi il avait été décidé de ne réaliser qu'une seule condition de coupe et de la répéter en utilisant un insert neuf à sec et un insert neuf avec assistance cryogénique.

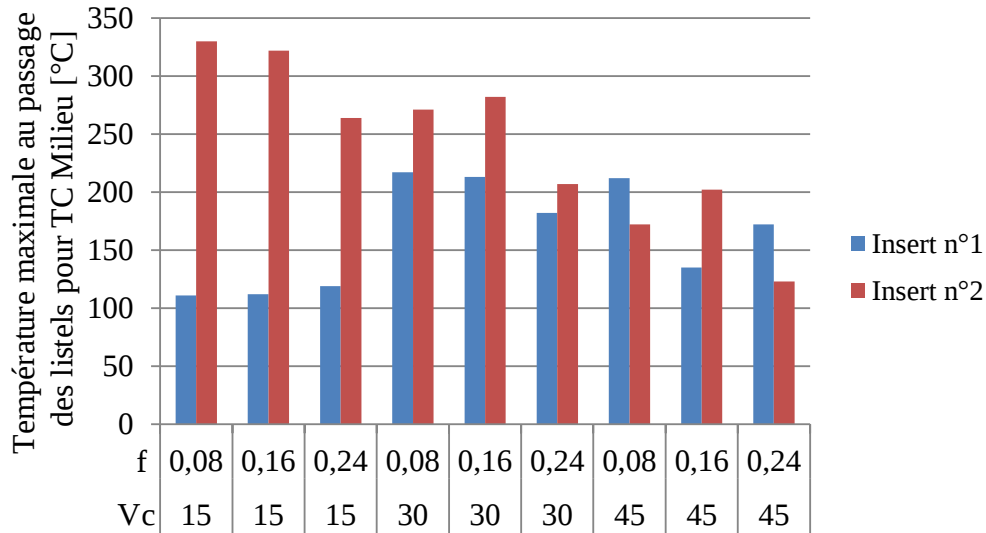


Figure IV.34 : Températures maximales au passage des listels obtenues à sec lors de la vérification de répétabilité en faisant varier les conditions de coupe, pour le thermocouple du milieu de l'éprouvette

La Figure IV.35 expose les résultats obtenus lors de la répétition de la condition $V_c = 30$ m/min et $f = 0,08$ mm/tr, dans les cas à sec et avec assistance cryogénique. Les valeurs obtenues permettent de constater qu'à partir du troisième trou, il y a une certaine stabilité des températures obtenues pour les pics correspondant au passage des listels. Ainsi, il sera considéré que les trous 1 et 2 dans les cas à sec et avec assistance cryogénique correspondent à une forme de rodage et ne seront donc pas pris en compte pour la suite. En revanche, les courbes des trous 3 à 5 seront moyennées lorsqu'il faudra faire la comparaison de l'expérimental au numérique. Ainsi, on considèrera les trous 3 à 5 pour le calcul des valeurs moyennes obtenues en milieu de trou que l'on utilisera comme valeur cible lors de la méthode inverse. Ce sont donc les valeurs de 203 °C et 29 °C qui seront visées, respectivement dans les cas à sec et avec assistance cryogénique.

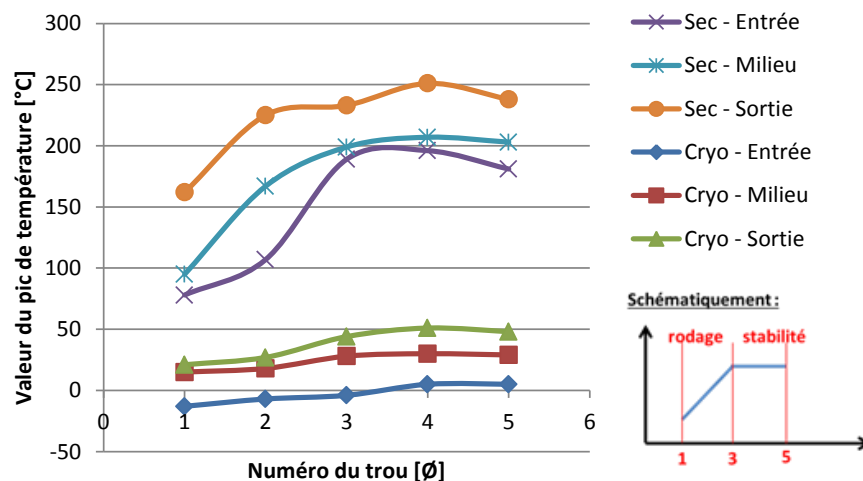


Figure IV.35 : Températures correspondantes aux pics obtenus après le passage des listels dans les conditions à sec et avec assistance cryogénique à $V_c = 30$ m/min et $f = 0,08$ mm/tr

IV.3.3. Détermination du coefficient d'échange convectif dans le cas du perçage avec assistance cryogénique

Au vu des résultats expérimentaux obtenus, il a été jugé nécessaire de mettre en place un échange convectif entre l'azote liquide et la paroi du trou pour reproduire le comportement thermique dans le cas avec assistance cryogénique. Ainsi, il était nécessaire de déterminer un coefficient d'échange convectif représentatif de l'échange thermique réel entre LN_2 et Ti6Al4V, auquel le symbole h_{LN_2} fera désormais référence.

IV.3.3.1. Exploitation des données expérimentales de refroidissement

Comme illustré sur la Figure IV.36, la première étape a été d'extraire les données de refroidissement à partir des mesures expérimentales. Les variations de température liées à ce type d'échange thermique étant théoriquement gouvernées par une loi de décroissance exponentielle, il était nécessaire de vérifier que les données expérimentales coïncidaient avec ce type de loi permettant d'écrire la variation des températures de la manière suivante :

$$T^{\circ}(t) = T^{\circ}_{\infty} + A.e^{B.t} \quad (\text{eq. IV.19})$$

Où T°_{∞} est la température qui serait atteinte après un temps infiniment long, celle-ci ne dépendant que de la température du fluide ($T^{\circ}_{LN_2}$) et du coefficient d'échange h_{LN_2} . Il est à noter qu'en réalité, le coefficient B dépend du nombre de Biot caractérisant l'échange thermique ainsi que de la diffusivité du Ti6Al4V.

Ainsi, l'utilisation du solveur excel a permis la détermination des températures T°_{∞} pour les températures mesurées en entrée, milieu et sortie de trou, à 1 mm de la surface, en maximisant le coefficient de corrélation obtenu. Il est à noter que les températures T°_{∞} obtenues étaient toutes associées à des coefficients de corrélation R^2 supérieurs à 0,99. Par conséquent, la démarche entreprise a prouvé que les variations de températures suivaient bien une loi de décroissance exponentielle pendant le refroidissement au LN_2 . Ainsi, connaissant la température du fluide dans le trou $T^{\circ}_{LN_2}$ et T°_{∞} , il devient possible de déterminer h_{LN_2} par méthode inverse. La température cible retenue pour l'application de la méthode est de $-116^{\circ}C$, ce qui correspond à la moyenne des valeurs de T°_{∞} obtenues pour les trous 3 à 5, tout thermocouples confondus (entrée, milieu, sortie).

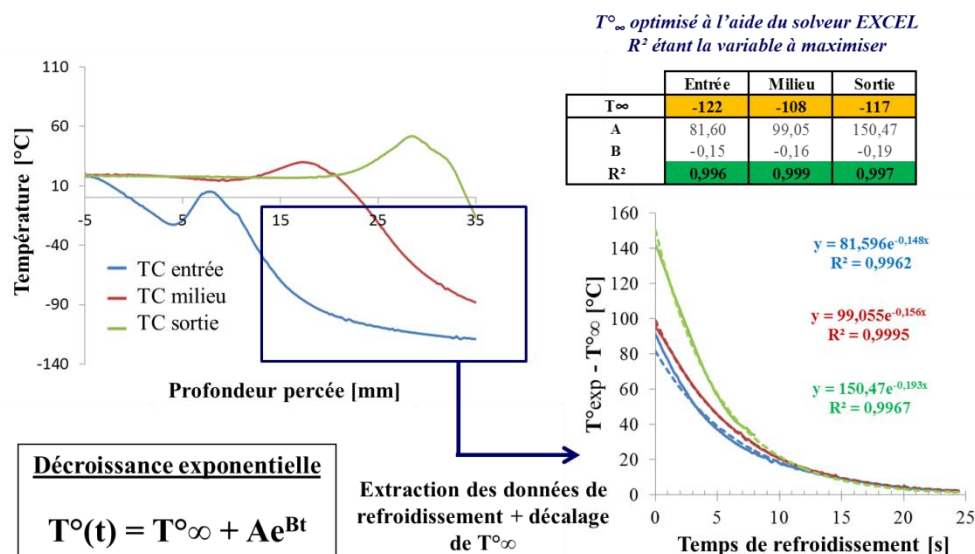


Figure IV.36 : Extraction et traitement des données de refroidissement dans le cas du perçage avec assistance cryogénique

IV.3.3.2. Détermination de h_{LN_2} par méthode inverse

Objectifs

Cette étude numérique a pour but de déterminer un coefficient d'échange convectif h_{LN_2} global correspondant aux transferts thermiques constatés expérimentalement. C'est ce coefficient qui par la suite sera implémenté dans la subroutine définissant l'échange thermique dans le modèle thermique final.

Géométrie du modèle et maillage

La géométrie du modèle consiste en une éprouvette cylindrique de hauteur 30 mm et de rayon 40 mm avec un trou de diamètre 12 mm au milieu de celle-ci. Une partition coupant l'éprouvette en deux a été réalisée dans le but de pouvoir utiliser un maillage structuré. De plus, une partition circulaire a été réalisée à 1 mm de la surface du trou afin de pouvoir suivre la température à cette distance.

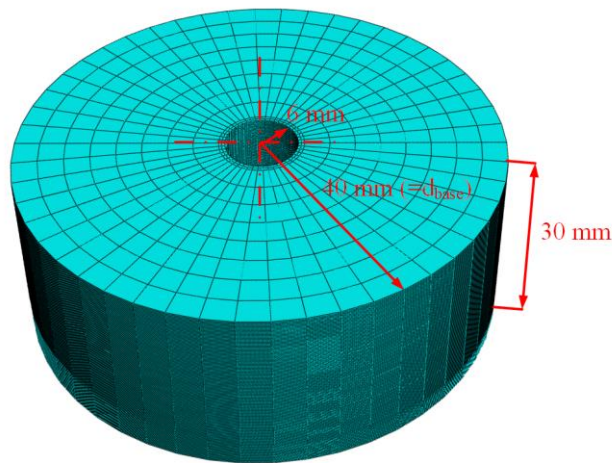


Figure IV.37 : Géométrie et maillage du modèle utilisé pendant la détermination de h_{LN_2} par méthode inverse

En ce qui concerne le maillage, il a été suffisamment raffiné de sorte que l'influence de celui-ci sur le résultat obtenu soit négligeable (cf. section IV.2.3.1). Il est à noter que la géométrie et le maillage de ce modèle est le même que pour le modèle thermique final.

Matériau

Les propriétés utilisées sont celles décrites dans la section IV.2.1.

Conditions aux limites et initiales

Etant donné la nature purement thermique de l'étude, il n'a pas été nécessaire d'introduire de conditions aux limites particulières. En revanche, la température initiale de la pièce a été fixée à 20 °C.

Etapas de la simulation

Partant du modèle à température ambiante, la simulation est réalisée en une étape de refroidissement durant 1000 s, période de temps après laquelle on considère que la température T^∞ , est atteinte.

Chargements et interactions

La Figure IV.38 schématise les chargements et interactions appliqués au modèle au cours du refroidissement simulé. Le coefficient d'échange convectif entre l'air et le Ti6Al4V a été pris égal à 20 W/m².K pour une température du fluide de 20 °C. Le coefficient d'échange convectif entre le LN₂

et le Ti6Al4V a été pris constant sur la paroi du trou pour une température du fluide de $-165\text{ }^{\circ}\text{C}$ correspondant à la température mesurée sur l'installation cryogénique utilisée pour les essais expérimentaux. Plus précisément, cette température correspond à la température du fluide mesurée juste en amont du porte outil et donc au plus proche possible de la réalité.

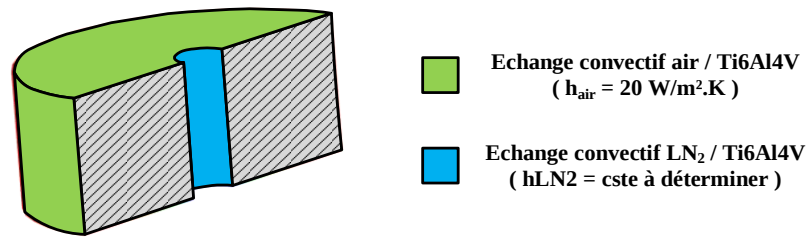


Figure IV.38 : Charges appliqués pendant la détermination de h_{LN2} par méthode inverse

Point d'extraction de la température

La Figure IV.39 indique le nœud du modèle où l'évolution de la température simulée a été extraite. Ce nœud se situe à 1 mm de la surface cylindrique du trou, à 15 mm d'altitude, ce qui correspond au milieu de l'éprouvette. Le modèle étant ici totalement axisymétrique, l'orientation angulaire du point d'extraction n'a pas d'importance. La température cible T^{∞} choisie pour l'application de la méthode inverse était de $-116\text{ }^{\circ}\text{C}$, ce qui correspond à la moyenne des valeurs obtenues, tout thermocouples confondus, lors des mesures expérimentales réalisées.

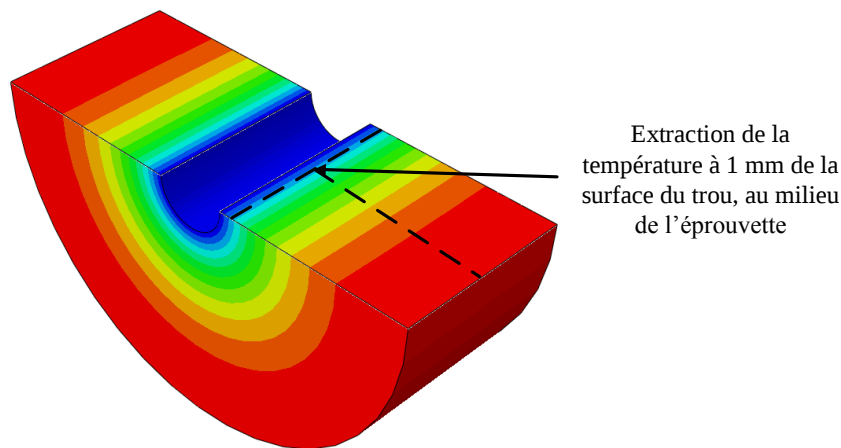


Figure IV.39 : Point d'extraction de la température pendant la détermination de h_{LN2} par méthode inverse

Résultats et conclusions

L'application de la méthode inverse avec pour critère $|T^{\infty}_{EXP} - T^{\infty}_{SIM}| < 0,1\text{ }^{\circ}\text{C}$ (EXP : expérimental, SIM : simulation), a débouché sur la détermination d'un coefficient d'échange $h_{LN2} = 19\,342\text{ W.m}^{-2}\text{.K}$. Le coefficient déterminé correspond à une valeur globale sur la hauteur du trou, représentant l'échange entre LN_2 et Ti6Al4V pendant l'opération de perçage. En réalité, celui-ci comprend les phénomènes convectifs ainsi que radiatifs et prend aussi en compte l'énergie absorbée par l'évaporation du LN_2 . Il est à noter que le résultat obtenu est cohérent avec les ordres de grandeurs constatés lors de l'étude bibliographique présentée dans le Chapitre I.

IV.3.4. Détermination des chargements thermiques dus aux listels dans les cas à sec et avec assistance cryogénique

IV.3.4.1. Description du modèle et de la méthode de détermination

Objectifs

Cette dernière étude numérique a pour but de déterminer les chargements thermiques induits par le resserrement des trous sur les listels. Ceux-ci sont de forme triangulaire, tels que définis dans la section IV.2.2.1. Ainsi, la hauteur de contact H étant connue, la donnée recherchée est φ_{MAX} pour les cas à sec et avec assistance cryogénique.

Géométrie du modèle et maillage

La géométrie et le maillage du modèle sont les mêmes que celui de la section IV.3.3.2 qui a été utilisé pour déterminer le coefficient d'échange $LN_2/Ti6Al4V$.

Matériau

Les propriétés utilisées sont celles décrites dans la section IV.2.1.

Conditions aux limites et initiales

Etant donné la nature purement thermique de l'étude, il n'a pas été nécessaire d'introduire de conditions aux limites particulières. En revanche, la température initiale de la pièce a été fixée à 20 °C.

Etapes de la simulation

Partant du modèle à température ambiante, 25 s de perçage sont simulées. En effet, c'est le temps qu'il faudrait dans les conditions de coupe simulées ($V_c = 30$ m/min, $f = 0,08$ mm/tr) pour parcourir 37 mm, ce qui correspond à la hauteur des éprouvettes (30 mm) qui seront utilisées additionnée à la hauteur de l'insert de coupe (7 mm).

Chargements et interactions

La Figure IV.38 schématise les chargements et interactions appliqués au modèle pour un temps t pendant le perçage simulé à sec et avec assistance cryogénique. Le coefficient d'échange convectif entre l'air et le Ti6Al4V a été pris égal à 20 W/m².K pour une température du fluide de 20 °C. Le coefficient d'échange convectif entre le LN_2 et le Ti6Al4V a été pris égal à 19 342 W/m².K sur la paroi du trou pour une température du fluide de -165 °C conformément aux résultats de la section précédente. Les zones de la paroi du trou où sont appliqués les chargements et interactions varient tout au long du calcul ABAQUS, selon les sous-routines paramétrées qui ont été implémentées. (DFLUX pour les listels, FILM pour l'échange convectif sur la paroi intérieure)

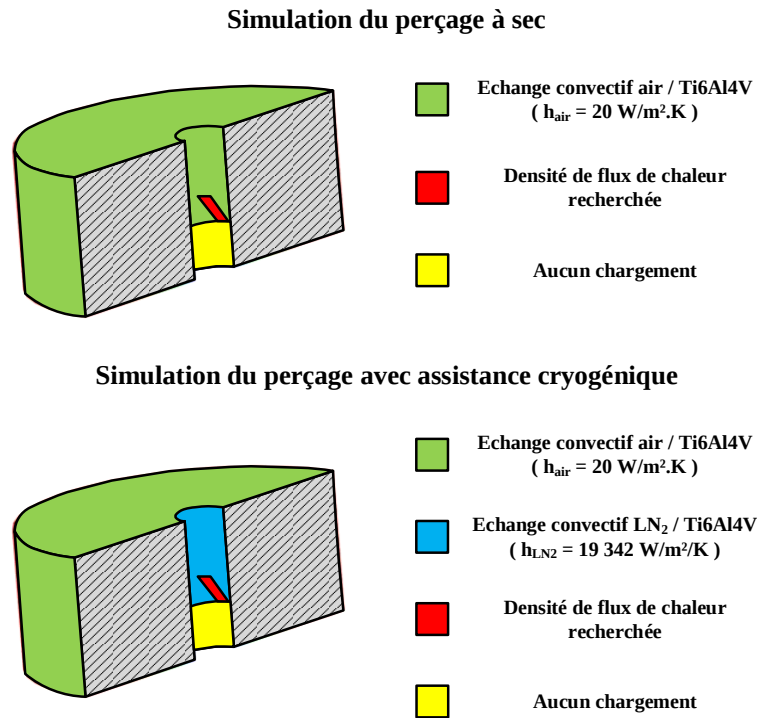


Figure IV.40 : Chargements appliqués pendant la détermination des chargements thermiques par méthode inverse

Point d'extraction de la température

La Figure IV.41 indique le nœud du modèle où l'évolution de la température simulée a été extraite. Ce nœud se situe à 1 mm de la surface cylindrique du trou, à 15 mm d'altitude, ce qui correspond au milieu de l'éprouvette. Le modèle étant ici totalement axisymétrique, l'orientation angulaire du point d'extraction n'a pas d'importance. La température de pic T_{pic}° cible choisie pour l'application de la méthode inverse était de 203 °C dans le cas à sec et de 29 °C dans le cas avec assistance cryogénique, ce qui correspond à la moyenne des valeurs obtenues expérimentalement pour les pics de température enregistrés par les thermocouples placés au milieu de l'éprouvette après le passage des listels.

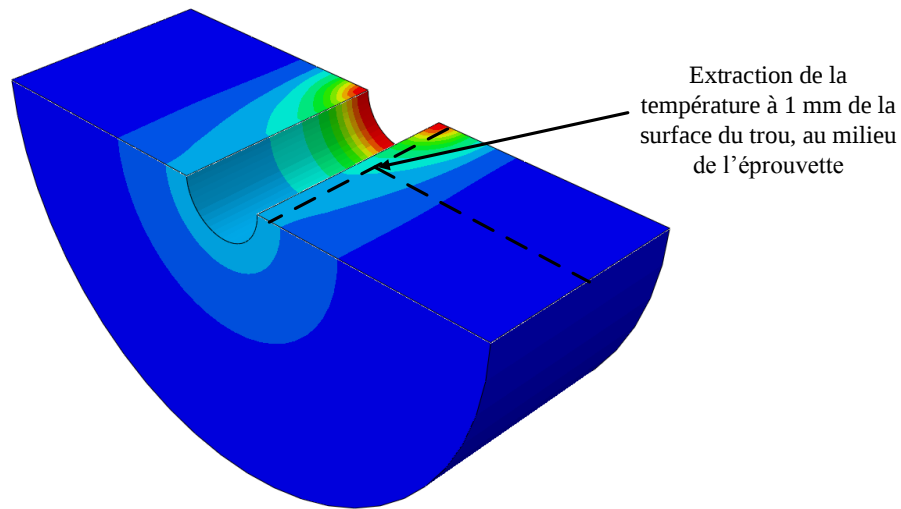


Figure IV.41 : Point d'extraction de la température pendant la détermination des chargements thermiques par méthode inverse

IV.3.4.2. Résultats et discussion

L'application de la méthode inverse avec pour critère $|T^{\circ}_{pic\ EXP} - T^{\circ}_{pic\ SIM}| < 2\ ^{\circ}\text{C}$ (EXP : expérimental, SIM : simulation), a débouché sur la détermination des chargements thermiques pendant l'opération de perçage tels que $\varphi_{MAX} = 1,26 \times 10^8\ \text{W/m}^2$ dans le cas à sec et $\varphi_{MAX} = 8,3 \times 10^7\ \text{W/m}^2$ dans le cas avec assistance cryogénique.

La Figure IV.42 compare l'évolution des températures expérimentales et simulées en entrée, milieu et sortie de trou, à 1 mm de sa surface, pour les conditions à sec et avec assistance cryogénique. Celle-ci permet de constater que la montée en température mesurée par le thermocouple placé au milieu de l'éprouvette est reproduite convenablement étant donné que c'est celle-ci qui faisait office de référence dans la méthode inverse utilisée.

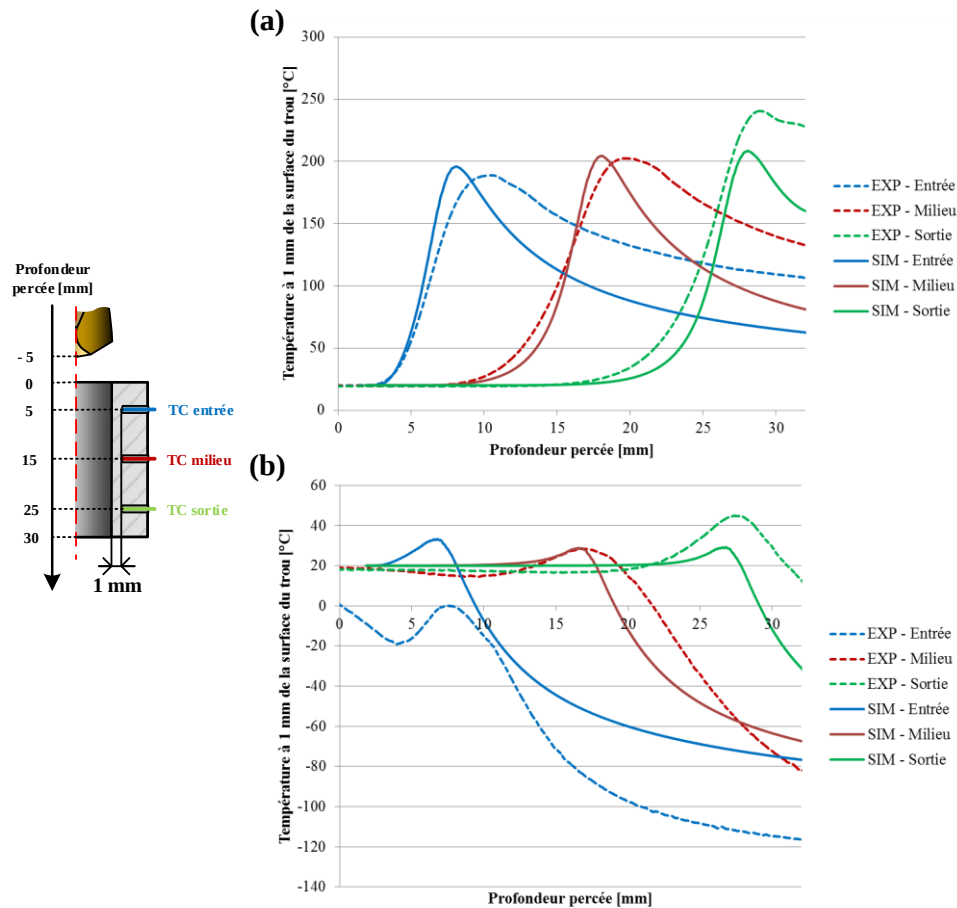


Figure IV.42 : Comparaison des températures expérimentales et simulées à 1 mm de la surface du trou, en entrée, milieu et sortie de celui-ci, dans les cas (a) à sec et (b) avec assistance cryogénique

Cependant, la simulation des refroidissements (air et LN_2) après le passage des listels est moins convaincante. Cela s'explique par le fait que ce sont des valeurs constantes qui ont été prises pour les coefficients d'échange convectifs utilisés. En effet, ces coefficients sont en réalité dépendants de l'écart de température entre le fluide et la paroi, mais aussi de la répartition des phases liquide et gazeuse dans le cas de l'azote. En outre, comme annoncé lors de la présentation des résultats expérimentaux, les variations de température pour le thermocouple placé en entrée dans le cas avec assistance cryogénique sont très mal reproduites car le refroidissement qui a lieu lors de l'approche du foret dans le cas réel, avant même le début du perçage, n'a pas été implémenté.

En ce qui concerne le thermocouple de sortie, celui-ci permet d'affirmer que le choix de prendre un chargement thermique d'intensité constante tout au long de l'opération ne permet pas de reproduire fidèlement les évolutions de température dans la pièce. En effet, que ce soit dans le cas à sec ou dans le cas avec assistance cryogénique, la température de pic atteinte est plus haute en fin de trou : de 40 °C environ dans le cas à sec et de 20 °C environ dans le cas avec assistance cryogénique. Cette constatation permet de mettre en évidence l'intensification des chargements thermiques au cours de l'opération qui va de pair avec l'intensification du phénomène de resserrement pendant l'opération.

Finalement, la Figure IV.43 compare les évolutions des températures simulées sur la surface du trou (à 0 mm de celle-ci) et à 1 mm de celle-ci lorsque les chargements thermiques déterminés par méthode inverse sont utilisés comme données d'entrée du modèle ABAQUS. Cela permet d'estimer les maximums de température atteints en surface du trou dans les cas à sec et avec assistance cryogénique, pendant le passage des listels. Ainsi, la température maximale atteinte est d'environ 620 °C dans le cas à sec et d'environ 240 °C dans le cas avec assistance cryogénique. Néanmoins, il convient de rappeler que ces valeurs ont été obtenues pour des chargements thermiques définis comme constants et que

ceux-ci sont en réalité plus intenses en fin de perçage : ces températures sont donc à priori légèrement sous-estimées.

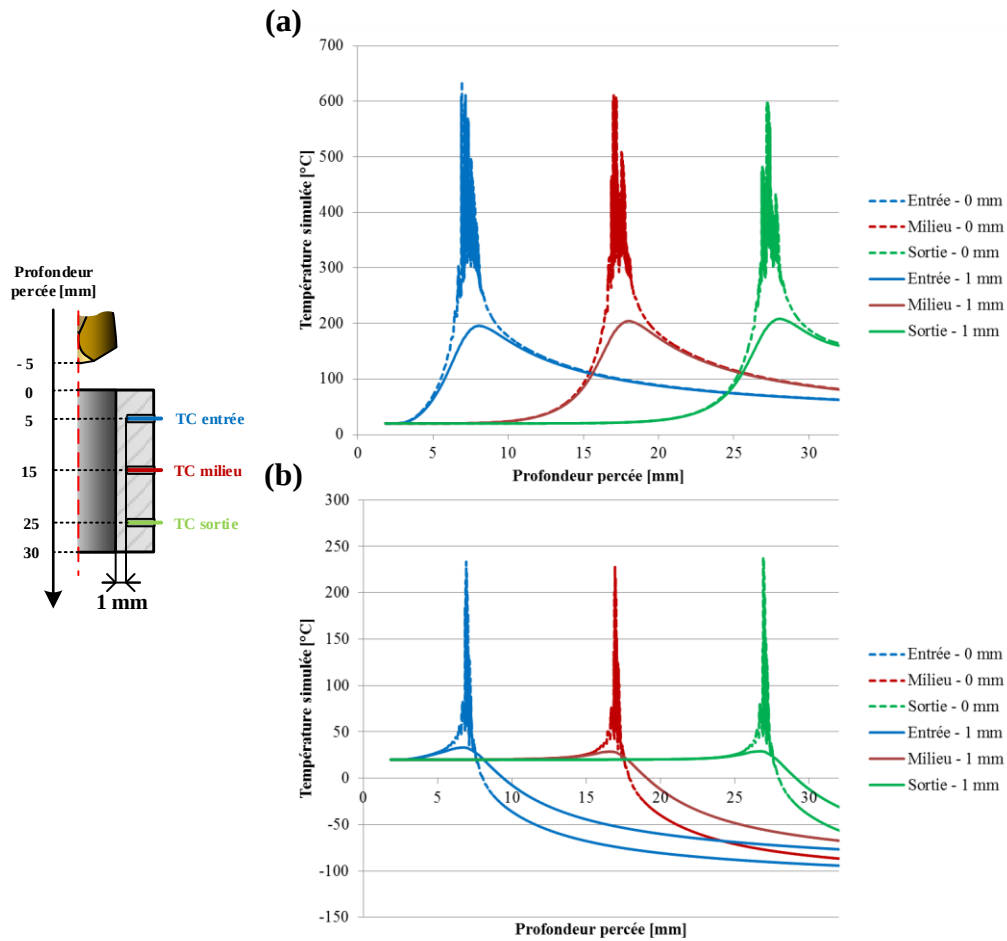


Figure IV.43 : Evolution des températures sur la surface du trou et à 1 mm de celle-ci, dans les cas à sec et avec assistance cryogénique, en entrée, milieu et sortie de trou

IV.4. Conclusions

Dans le cadre de l'étude approfondie des effets de l'assistance cryogénique sur le resserrement du trou, il a été décidé de se focaliser sur la détermination des chargements thermomécaniques induits sur les listels par ce phénomène. Ce chapitre avait pour objectif de présenter la démarche entreprise dans le but de déterminer les chargements thermiques à sec et avec assistance cryogénique pour les paramètres de coupe $V_c = 30$ m/min et $f = 0,08$ mm/tr qui correspondent aux conditions opératoires dans lesquelles avaient été déterminés les chargements mécaniques dans le Chapitre III.

Afin de déterminer les chargements thermiques voulus, il a été décidé d'utiliser une méthode hybride expérimentale-numérique. En effet, fondée sur le principe de la méthode inverse, la démarche choisie consistait dans un premier temps en la conduite de mesures expérimentales de l'évolution des températures dans le matériau usiné. Une fois obtenues, l'objectif était de reproduire ces variations de température à l'aide d'un modèle numérique ayant pour données d'entrées les chargements thermiques recherchés. Pour cela, la forme des chargements thermiques est fixée et l'intensité de ceux-ci est modifiée jusqu'à ce que les variations de température correspondent aux essais expérimentaux réalisés. Ainsi, la volonté d'appliquer cette démarche a mené au développement sur ABAQUS d'un modèle numérique 3D où les chargements correspondants aux listels ont été implémentés par le biais de sous-routines programmées en FORTRAN permettant l'application de chargements dont les trajectoires, formes et intensités étaient adaptées à l'action des listels sur la paroi du trou.

Dans un premier temps, afin d'être capable de réaliser des mesures de température indépendantes de la géométrie de l'éprouvette utilisée et indépendante de la séquence de perçage des trous réalisés, une pré-étude sur les effets de bord en thermique a été réalisée. Celle-ci a permis d'une part de souligner la nécessité absolue de prendre en compte cet aspect lorsque des mesures de température sont réalisées et d'autre part de concevoir les éprouvettes et programmes de perçage dans le cadre des essais de notre étude.

A l'issue de la pré-étude, les essais de mesure de température ont pu être réalisés et ont mis en évidence la nécessité d'ajouter l'échange convectif entre le LN_2 et le Ti6Al4V afin de reproduire fidèlement les variations de température enregistrées dans le cas avec assistance cryogénique. Ce constat a débouché sur la détermination d'un coefficient d'échange h_{LN_2} global correspondant à l'échange convectif se produisant au sein du trou pendant le perçage. Celui-ci vaut environ $19\,000\text{ W/m}^2/\text{K}$ pendant l'usinage, pour les paramètres opératoires considérés ($V_c = 30\text{ m/min}$, $f = 0,08\text{ mm/tr}$, avec l'installation cryogénique du LaBoMaP, 3 bar de pression en sortie du réservoir de LN_2), ce qui est cohérent avec la recherche bibliographique menée sur le sujet.

Par la suite la méthode inverse finale visant à déterminer les chargements thermiques induits par le resserrement du trou sur les listels a pu être mise en place et les densités de flux de chaleur correspondantes aux cas à sec et avec assistance cryogénique ont été identifiées. La comparaison des évolutions de température obtenues expérimentalement et numériquement ont mis en évidence des axes d'approfondissement de la démarche. Notamment, les densités de flux de chaleur ont été prises constantes tout au long de l'opération alors qu'en réalité, il y a une intensification du chargement thermique allant de pair avec l'intensification du resserrement du trou pendant l'opération. Par ailleurs, les coefficients d'échange convectifs ont eux aussi été pris constants alors que ceux-ci évoluent en fonction de la différence de température entre le fluide et la paroi du trou. Quoi qu'il en soit, la démarche employée a débouché sur l'identification d'ordres de grandeurs pour les chargements thermiques, à sec et avec assistance cryogénique, qui sont résumés sur la Figure IV.44. Ainsi, il est possible d'affirmer qu'en plus du refroidissement du au LN_2 , la limitation du phénomène de resserrement lorsque l'assistance cryogénique est utilisée mène à une génération de chaleur induite par les listels qui est moindre que dans le cas à sec. Autrement dit, dans le cas du perçage de Ti6Al4V, l'assistance cryogénique permet de refroidir l'outil et le matériau, mais mène de surcroît à un échauffement induit par les listels qui est moins intense.

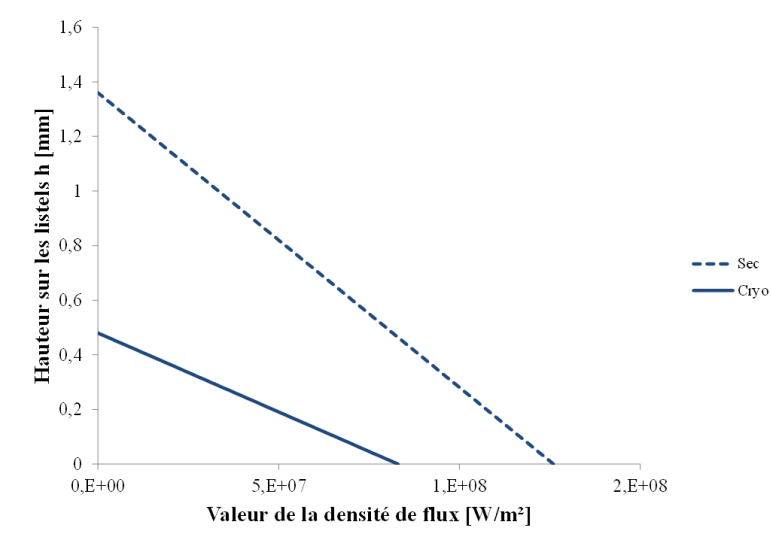
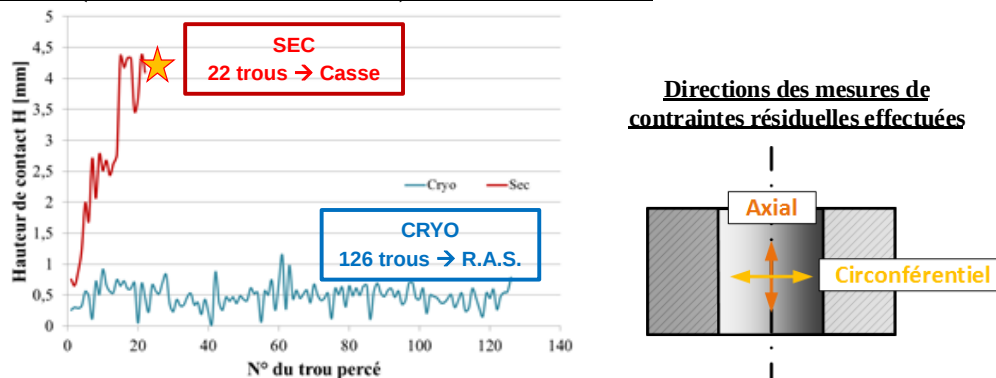


Figure IV.44 : Bilan des résultats de la détermination des chargements thermiques induits par le resserrement du trou sur les listels, à sec et avec assistance cryogénique

Réflexion sur les chargements thermomécaniques déterminés : l'exemple des contraintes résiduelles

Les démarches entreprises au cours du projet de thèse et exposées dans les chapitres III et IV de ce mémoire ont permis de déboucher sur la détermination des chargements mécaniques et thermiques induits par le resserrement du trou sur les listels du foret utilisé dans l'étude. Bien que ces démarches aient permis d'en apprendre beaucoup sur l'apport de l'assistance cryogénique vis-à-vis des chargements déterminés, il reste nécessaire de montrer en quoi leur connaissance peut être cruciale du point de vue des trous réalisés. En effet, si l'intérêt à grandement été porté sur la géométrie des trous réalisés, notamment dans le chapitre II, l'aspect intégrité de surface a été très peu évoqué au cours de cette étude. Pourtant, cet aspect est d'une importance capitale dans le sens où c'est l'intégrité de la surface du trou réalisé qui influe directement sur la tenue en service du produit fini. Ainsi, des mesures de contraintes résiduelles en surface, dans les directions axiales et circonférentielles, ont été réalisées en sous-traitance au LAMPA dans le but de pouvoir comparer les conditions à sec et avec assistance cryogénique pendant les essais d'usure réalisés au chapitre II. La Figure C.45 en expose les résultats pour les conditions $V_c = 15$ m/min et $f = 0,08$ mm/tr.

Essais d'usure ($V_c = 15$ m/min; $f = 0,08$ mm/tr) – Hauteur de contact H



Essais d'usure ($V_c = 15$ m/min; $f = 0,08$ mm/tr) – Contraintes résiduelles mesurées en surface

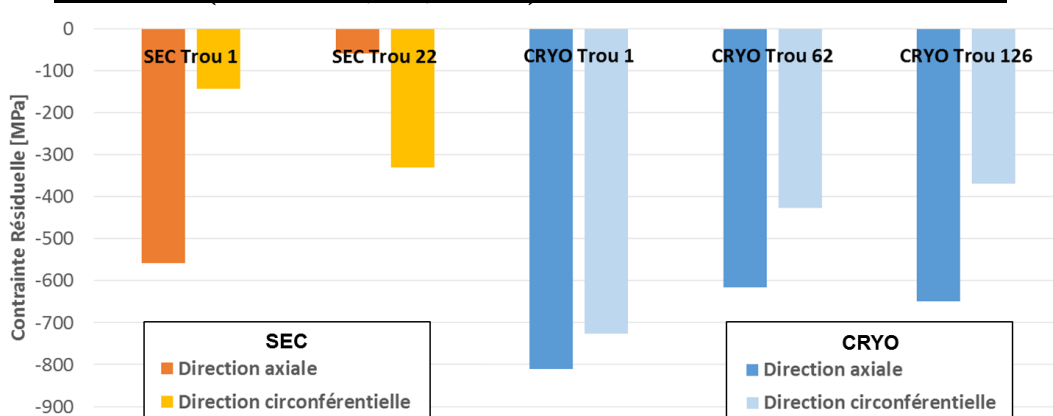


Figure C.45: Mesures de contraintes résiduelles en surface pour les trous réalisés pendant les essais d'usure à $V_c = 15$ m/min et $f = 0,08$ mm/tr (cf. chapitre II)

Pour rappel, la campagne d'usure pour laquelle les mesures de contraintes résiduelles ont été réalisées avait permis de prouver l'importance croissante du phénomène de resserrement du trou dans le cas à sec où celui-ci s'était intensifié, causant une augmentation rapide du couple M_z listels dû aux frottements de la paroi du trou sur les listels et ayant mené à la casse de l'insert de coupe au bout de 22 trous seulement. Dans le cas avec assistance cryogénique, 126 trous avaient été percés, sans que le resserrement du trou évolue, celui-ci étant efficacement limité par le refroidissement à l'azote liquide. L'analyse des contraintes résiduelles associées à ces essais montre qu'à l'état initial (trou 1), celles-ci sont plus en compression dans le cas avec assistance cryogénique que dans le cas à sec. Après 22 trous dans le cas à sec, le constat est que les contraintes résiduelles se sont détériorées au fil des perçages, les contraintes mesurées dans la direction axiale étant très peu en compression. Par contre, dans le cas avec assistance cryogénique, les contraintes résiduelles se maintiennent à des niveaux de compression élevés et ce malgré une légère baisse comparé à l'état initial. Ainsi, les résultats obtenus donnent clairement l'avantage à l'assistance cryogénique du point de vue des contraintes résiduelles induites par l'opération de perçage. En ce qui concerne ces mesures, il est nécessaire de préciser qu'il a fallu couper chaque trou analysé en demi-cylindres afin de pouvoir atteindre la surface, ce qui a évidemment un impact sur les contraintes résiduelles mesurées mais permet tout de même d'avoir une indication sur le niveau de contraintes réel.

L'intérêt d'avoir pu déterminer les différences engendrées par l'assistance cryogénique du point de vue des contraintes thermomécaniques appliquées à la paroi du trou est –entre autres- que cela permet d'expliquer l'exemple de mesures de contraintes résiduelles qui vient d'être discuté. En effet, il a été constaté que dans le cas avec assistance cryogénique, les déformations se faisaient à basse température et à contraintes mécaniques élevées tandis que l'inverse se produisait à sec où le phénomène de resserrement du trou avait tendance à produire un échauffement intense : c'est ce qui explique les différences constatées sur les contraintes résiduelles induites et se traduirait a priori par une meilleure tenue en service des trous réalisés avec assistance. De même, la dégradation progressive des contraintes résiduelles dans le cas à sec s'explique par l'accumulation de chaleur qui se produit au fil des perçages et mène donc à des déformations sous température plus hautes qu'à l'état initial.

Finalement, si les chargements thermomécaniques déterminés permettent dans ce cas d'expliquer l'exemple proposé des mesures de contraintes résiduelles, il y a beaucoup d'autres aspects à prendre en compte. En effet, l'intégrité de surface des trous et par extension la tenue en service des pièces fabriquées dépend de beaucoup de facteurs qui devront être étudiés afin de bien comprendre les phénomènes mis en jeu lors de l'utilisation de l'assistance cryogénique. Notamment, l'épaisseur de la couche écrouie, la microstructure, la dureté, la topologie de surface, etc., soit autant de facteurs pour lesquels la détermination des chargements thermomécaniques est importante dans un but de compréhension de l'influence de l'assistance cryogénique.

Conclusions et perspectives générales

Justifié par les problématiques d'ordre thermique rencontrées dans le cadre de l'usinage des alliages de titane, ce projet de thèse gravitait autour de la technologie de l'assistance cryogénique appliquée à la technique de perçage. Motivée par des enjeux économiques et écologiques bien réels, cette thèse a bénéficié d'une forte présence industrielle et a donc été menée en collaboration avec les sociétés AIRBUS, AIR LIQUIDE et ISCAR. En outre, la multiplication récente des publications scientifiques sur le sujet est à la fois une preuve de l'intérêt croissant que l'assistance cryogénique suscite et un indicateur du manque de maturité actuel de la technologie pour laquelle il reste encore à mener un travail conséquent d'analyse et d'optimisation.

De manière stratégique, la première étape du projet a été de réaliser une recherche bibliographique exhaustive sur les sujets gravitant autour de la problématique posée, et notamment sur l'assistance cryogénique qui représentait l'aspect innovant de l'étude. Ainsi, la présence claire de résultats encourageants en tournage du Ti6Al4V couplée au manque flagrant d'informations en perçage ont permis justifier l'étude des effets de l'assistance cryogénique dans le cadre de cette technique. Par la suite, l'approfondissement des recherches bibliographiques a mené à la mise en place de pistes d'analyse concernant l'utilisation de l'assistance cryogénique et notamment au choix de se focaliser sur l'étude du resserrement du trou. En effet, ce phénomène ayant été peu étudié mais semblant avoir un rôle clé dans la génération de chaleur en perçage de Ti6Al4V, il semblait important d'explorer cette piste.

Afin de combler les manques de l'état de l'art sur la technique de perçage ainsi que de pouvoir justifier le cadrage de l'étude autour du resserrement du trou, de premières campagnes d'essais comparant les conditions à sec et avec assistance cryogénique ont été réalisées. Comme pressenti initialement, ces batteries d'essais, en plus d'avoir permis de capitaliser un nombre conséquent d'informations sur les effets de l'assistance cryogénique en perçage de Ti6Al4V, ont confirmé le choix de l'étude du resserrement du trou pendant ce projet. En effet, les résultats ont démontré l'importance des conditions thermiques sur les manifestations de ce phénomène qui s'avère avoir une influence directe sur les efforts de coupe ainsi que sur les formes et dimensions finales des trous réalisés. Ainsi, en comparaison de l'usinage à sec, la capacité de l'assistance cryogénique à limiter durablement le resserrement lui procure une supériorité indiscutable lorsqu'il s'agit d'augmenter la productivité ou la durée de vie des outils, et ce tout en conservant une stabilité excellente des formes et dimensions des trous réalisés.

Par la suite, souhaitant découpler l'influence des chargements thermiques et mécaniques sur la forme finale du trou, l'idée ayant guidé l'étude était celle de recréer numériquement le resserrement du trou en incorporant les chargements mécaniques et thermiques comme données d'entrée d'un modèle élément fini. Finalement, même si cette intention de modélisation thermomécanique complète du resserrement du trou n'aura pas pu être mise en application au vu de la puissance de calcul nécessaire pour reproduire fidèlement les chargements induits par le phénomène, la poursuite de l'idée aura permis d'aller plus loin dans la caractérisation du phénomène. Notamment, les effets de l'assistance cryogénique sur les chargements mécaniques et thermiques appliqués aux parois du trou ont pu être déterminés et quantifiés.

Au vu de l'impossibilité d'utiliser des moyens conventionnels pour mesurer les efforts radiaux induits par le resserrement des parois du trou sur les listels, un dispositif expérimental innovant pour la mesure des chargements mécaniques dus au phénomène a été développé. La méthodologie résultante a permis pour la première fois de déterminer, à partir de données purement expérimentale, la répartition des contraintes tangentielles et radiales appliquées aux listels. En outre, cette démarche a permis l'identification des coefficients de frottements et de leurs évolutions dans les cas à sec et avec

assistance cryogénique, prouvant que l'assistance cryogénique avait bien une influence sur les conditions tribologiques régissant le frottement entre les listels et la paroi du trou.

Dans un second temps, l'intérêt a été porté sur la détermination des chargements thermiques par le biais d'une méthode hybride expérimentale/numérique. La conduite d'une pré-étude visant à concevoir les éprouvettes destinées aux mesures de température nécessaires à l'application de la démarche ont permis de mettre en évidence l'importance capitale des effets de bords en thermique. En effet, ceux-ci doivent être pris en compte lors d'essais de perçage et un compromis doit être fait entre la réalisation de campagnes expérimentales rigoureuses et les économies de matière habituellement réalisées. Par la suite, un modèle numérique purement thermique a été utilisé conjointement aux mesures expérimentales réalisées et les chargements thermiques globaux induits par le resserrement du trou ont été déterminés par une méthode inverse développée sur MATLAB pour l'occasion. En outre, la démarche réalisée a mené à la détermination d'une valeur globale du coefficient d'échange convectif entre l'azote liquide et le Ti6Al4V pendant l'usinage. Finalement, si la montée en température a pu être simulée de manière convenable à l'altitude de référence choisie, la comparaison des résultats expérimentaux et numériques a permis de mettre clairement en évidence de potentielles perspectives d'amélioration de la caractérisation des chargements thermiques et mécaniques liés au resserrement du trou en perçage du Ti6Al4V.

En effet, en raison des difficultés à dissocier les effets des arêtes, listels et copeaux pendant le perçage en pleine matière, les différentes caractérisations mécaniques ont toutes été réalisées dans le cas particulier de la sortie du foret lorsque seuls les listels agissent sur la paroi du trou. En réalité, que ce soit pour les composants du couple M_z ou pour le resserrement du trou par le biais de la hauteur de contact H , il y a une dépendance à la dimension temporelle qui n'a pas pu être prise en compte. En conséquence, malgré le caractère variable du resserrement, ce sont des valeurs constantes qui ont été déterminées pour les contraintes mécaniques et ce dans le cas particulier de la sortie des listels qui n'est pas forcément représentatif de ce qu'il se passe en pleine matière. En ce qui concerne les chargements thermiques induits par le frottement des listels, ceux-ci ont été déterminés en prenant comme référence le thermocouple placé au milieu de l'éprouvette, à proximité de la surface. Ainsi, ce sont ici aussi des valeurs constantes des densités de flux de chaleur appliquées à la paroi du trou qui ont pu être identifiées. Il est de plus à noter que pour la détermination des chargements mécaniques, comme pour la détermination des chargements thermiques, le calcul des chargements maximaux se fait à partir de la hauteur de contact H pour laquelle il existe des incertitudes liées à la méthode de détermination qui par conséquent se répercutent sur les chargements déterminés. Par ailleurs, le coefficient d'échange convectif entre LN_2 et Ti6Al4V qui a été caractérisé correspond à une valeur moyenne pour les transferts ayant lieu dans le trou mais celui-ci est en réalité dépendant de la différence de température entre le fluide et la matière. De plus, que ce soit dans les cas des études thermiques ou mécaniques réalisées, uniquement les listels ont été pris en compte alors qu'en réalité les arêtes ont aussi un rôle sur ce qu'il se passe au niveau de la surface finie du trou, notamment à la frontière arête/listel. Finalement, en ce qui concerne la détermination des chargements thermiques et mécaniques appliqués à la paroi du trou, les résultats obtenus constituent une bonne base de comparaison entre les conditions à sec et avec assistance cryogénique mais il sera nécessaire de prendre en compte la dimension temporelle pour aller plus loin dans l'analyse du resserrement du trou. Ainsi, l'une des grandes perspectives découlant de cette étude serait de trouver le moyen d'étudier le resserrement pendant le perçage en pleine matière, ce qui requiert la capacité de découpler les contributions respectives des arêtes, listels et copeaux pendant l'opération.

En ce qui concerne le phénomène de resserrement du trou dans sa globalité, les travaux qui ont été réalisés ont démontré l'influence de celui-ci sur les dimensions et forme finales du trou réalisé. Cependant, cette thèse s'est articulée exclusivement autour des chargements mécaniques appliqués à la paroi du trou alors qu'il existe en réalité d'autres facteurs à prendre en compte. Notamment, les perspectives d'approfondissement de l'étude du resserrement pourraient être de prendre en compte les variations des dimensions de l'outil au cours du perçage. Semblablement, l'aspect contraintes résiduelles n'a pas été étudié au cours du projet, or la relaxation des contraintes résiduelles

initialement présentes dans le matériau doivent logiquement mener à des variations dimensionnelles, de même que les contraintes induites par l'opération de perçage.

En dépit du choix réalisé de se concentrer sur le phénomène peu étudié du resserrement du trou, ce projet de recherche concernait avant tout l'utilisation de l'assistance cryogénique dans le cadre du perçage de Ti6Al4V. Ainsi, de manière plus générale, les perspectives concernant cette technologie demeurent nombreuses, et ce à la fois sur les plans scientifique et technique. Si les résultats obtenus jusqu'ici sont très encourageants du point de vue de l'augmentation de la durée de vie des outils ou de la productivité en usinage d'alliages de titane, toutes techniques confondues, la communauté scientifique cherche encore à comprendre et caractériser précisément les phénomènes responsables de ces améliorations ainsi que leur impact sur l'intégrité de la surface usinée. L'un des grands obstacles à l'atteinte de ces objectifs est le manque de maîtrise actuel des paramètres d'acheminement de l'azote liquide qui reste une difficulté majeure à surmonter avant de pouvoir réaliser des campagnes d'essais rigoureuses sur l'assistance cryogénique. Finalement, au vu de l'intérêt que suscite la technologie, il est fort probable que ce verrou technologique finira par être levé grâce à l'apparition progressive de machines et d'outils spécialement adaptés à l'utilisation de l'assistance cryogénique dont l'avenir semble prometteur.

Références bibliographiques

- [Air Liquide] Air Liquide. *Air Liquide Gas Encyclopedia*. <http://encyclopedia.airliquide.com/>, XXXX.
- [Ambrosy et al., 2014] F. Ambrosy, F. Zanger, V. Schulze et I.S. Jawahir. *An Experimental Study of Cryogenic Machining on Nanocrystalline Surface Layer Generation*. *Procedia CIRP*, Vol. 13, p.169-174, 2014.
- [Battaglia et al., 2010] J.-L. Battaglia, A. Kuziak et J.-R. Puiggali. *Introduction aux Transferts Thermiques*. Dunod, 2010.
- [Bermingham et al., 2011] M.J. Bermingham, J. Kirsch, S. Sun, S. Palanisamy et M.S. Dargusch. *New observations on tool life, cutting forces and chip morphology in cryogenic machining Ti-6Al-4V*. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 51, N° 6, p.500-511, 2011.
- [Biček et al., 2012] M. Biček, F. Dumont, C. Courbon, F. Pušavec, J. Rech et J. Kopač. *Cryogenic machining as an alternative turning process of normalized and hardened AISI 52100 bearing steel*. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 212, N° 12, p.2609-2618, 2012.
- [Bonnet, 2010] C. Bonnet. *Compréhension des mécanismes de coupe lors du perçage à sec de l'empilage Ti6Al4V/Composite fibre de carbone*. Doctoral dissertation, Arts et Métiers ParisTech, 2010
- [Bono et Ni, 2001] M. Bono et J. Ni. *The effects of thermal distortions on the diameter and cylindricity of dry drilled holes*. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 41, N° 15, p.2261-2270, 2001.
- [Brinksmeier et Janssen, 2002] E. Brinksmeier et R. Janssen. *Drilling of Multi-Layer Composite Materials consisting of Carbon Fiber Reinforced Plastics (CFRP), Titanium and Aluminum Alloys*. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol. 51, N° 1, p.87-90, 2002.
- [Cantero et al., 2005] J.L. Cantero, M.M. Tardío, J.A. Canteli, M. Marcos et M.H. Miguélez. *Dry drilling of alloy Ti-6Al-4V*. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 45, N° 11, p.1246-1255, 2005.
- [Combres, 1999] Y. Combres. *Propriétés du titane et de ses alliages*. *Techniques de l'Ingénieur*, MB5 M, Vol. 557, p.03, 1999.

- [Combres, 2015a] Y. Combres. *Traitements thermiques des alliages de titane*. Techniques de l'ingénieur Traitements thermiques des aciers, des alliages et des fontes, Vol. base documentaire : TIB364DUO., N° ref. article : m1335, 2015.
- [Combres, 2015b] Y. Combres. *Mise en forme des alliages de titane*. Techniques de l'ingénieur Mise en forme des aciers, aluminium, autres métaux et alliages, Vol. base documentaire : TIB356DUO., N° ref. article : m3160, 2015.
- [Courbon et al., 2013] C. Courbon, F. Pusavec, F. Dumont, J. Rech et J. Kopac. *Tribological behaviour of Ti6Al4V and Inconel718 under dry and cryogenic conditions—Application to the context of machining with carbide tools*. Tribology International, Vol. 66, p.72-82, 2013.
- [Davis, 1990] J.R. Davis. *Properties and selection: nonferrous alloys and special-purpose materials*. Asm Intl, 1990.
- [Demangeon et Lepinière, 2009] B. Demangeon et E. Lepinière. *Compréhension des mécanismes du retour élastique dans le cas du perçage de l'alliage de titane Ti-6Al-4V*. Rapport de projet de fin d'études. Défendu à l'issue de l'année scolaire 2008/2009 à Arts et Métiers ParisTech., 2009.
- [Dhananchezian et Pradeep Kumar, 2011] M. Dhananchezian et M. Pradeep Kumar. *Cryogenic turning of the Ti-6Al-4V alloy with modified cutting tool inserts*. Cryogenics, Vol. 51, N° 1, p.34-40, 2011.
- [Donachie, 1988] M.J. Donachie. *Titanium A technical guide*. 1988.
- [Dornfeld et al., 1999] D.A. Dornfeld, J.S. Kim, H. Dechow, J. Hewson et L.J. Chen. *Drilling Burr Formation in Titanium Alloy, Ti-6Al-4V*. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Vol. 48, N° 1, p.73-76, 1999.
- [El-Tayeb et al., 2009] N.S.M. El-Tayeb, T.C. Yap, V.C. Venkatesh et P.V. Brevem. *Modeling of cryogenic frictional behaviour of titanium alloys using Response Surface Methodology approach*. Materials & Design, Vol. 30, N° 10, p.4023-4034, 2009.
- [Fu et al., 2008] X. Fu, S.L. Qi, P. Zhang et R.Z. Wang. *Visualization of flow boiling of liquid nitrogen in a vertical mini-tube*. International Journal of Multiphase Flow, Vol. 34, N° 4, p.333-351, 2008.
- [Fu et al., 2010] X. Fu, P. Zhang, C.J. Huang et R.Z. Wang. *Bubble growth, departure and the following flow pattern evolution during flow boiling in a mini-tube*. International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 53, N° 21-22, p.4819-4831, 2010.
- [Gay, 1991] D. Gay. *Matériaux composites*. Hermès, 1991.

- [Hartwig et al., 2015] J. Hartwig, H. Hu, J. Styborski et J.N. Chung. *Comparison of cryogenic flow boiling in liquid nitrogen and liquid hydrogen chilldown experiments*. International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 88, p.662-673, 2015.
- [Hong et Ding, 2001] S.Y. Hong et Y. Ding. *Cooling approaches and cutting temperatures in cryogenic machining of Ti-6Al-4V*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 41, N° 10, p.1417-1437, 2001.
- [Hong, Ding et al., 2001] S.Y. Hong, Y. Ding et W. Jeong. *Friction and cutting forces in cryogenic machining of Ti-6Al-4V*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 41, N° 15, p.2271-2285, 2001.
- [Hong, Markus et al., 2001] S.Y. Hong, I. Markus et W. Jeong. *New cooling approach and tool life improvement in cryogenic machining of titanium alloy Ti-6Al-4V*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 41, N° 15, p.2245-2260, 2001.
- [Hribersek et al., 2017] M. Hribersek, V. Sajn, F. Pusavec, J. Rech et J. Kopac. *The Procedure of Solving the Inverse Problem for Determining Surface Heat Transfer Coefficient between Liquefied Nitrogen and Inconel 718 Workpiece in Cryogenic Machining*. Procedia CIRP, Vol. 58, p.617-622, 2017.
- [Hu et al., 2012] H. Hu, J.N. Chung et S.H. Amber. *An experimental study on flow patterns and heat transfer characteristics during cryogenic chilldown in a vertical pipe*. Cryogenics, Vol. 52, N° 4-6, p.268-277, 2012.
- [Hu et al., 2013] H. Hu, T.K. Wijeratne et J.N. Chung. *Two-Phase Flow and Heat Transfer During Chilldown of a Simulated Flexible Metal Hose Using Liquid Nitrogen*. Journal of Low Temperature Physics, Vol. 174, N° 5-6, p.247-268, 2013.
- [Jallageas, 2013] J. Jallageas. *Optimisation du perçage de multi-matériaux sur unité de perçage automatique (UPA)*. phdthesis, Université Sciences et Technologies - Bordeaux I, 2013
- [Jawahir et al., 2016] I.S. Jawahir, H. Attia, D. Biermann, J. Duflou, F. Klocke, D. Meyer, S.T. Newman, F. Pusavec, M. Putz, J. Rech et al. *Cryogenic manufacturing processes*. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Vol. 65, N° 2, p.713-736, 2016.
- [Kalidas et al., 2001] S. Kalidas, R.E. DeVor et S.G. Kapoor. *Experimental investigation of the effect of drill coatings on hole quality under dry and wet drilling conditions*. Surface and Coatings

- [Kalidas et al., 2002] Technology, Vol. 148, N° 2–3, p.117–128, 2001.
S. Kalidas, S.G. Kapoor et R.E. DeVor. *Influence of Thermal Effects on Hole Quality in Dry Drilling, Part 2: Thermo-Elastic Effects on Hole Quality*. Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 124, N° 2, p.267–274, 2002.
- [Kandlikar et Grande, 2003] S.G. Kandlikar et W.J. Grande. *Evolution of Microchannel Flow Passages–Thermohydraulic Performance and Fabrication Technology*. Heat Transfer Engineering, Vol. 24, N° 1, p.3–17, 2003.
- [Kaynak et al., 2018] Y. Kaynak, A. Gharibi et M. Ozkutuk. *Experimental and numerical study of chip formation in orthogonal cutting of Ti-5553 alloy: the influence of cryogenic, MQL, and high pressure coolant supply*. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 94, N° 1–4, p.1411–1428, 2018.
- [Kim et al., 2018] D.Y. Kim, D.M. Kim et H.W. Park. *Predictive cutting force model for a cryogenic machining process incorporating the phase transformation of Ti-6Al-4V*. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, p.1–12, 2018.
- [Ladonne, 2016] M. Ladonne. *Modélisation du procédé de perçage assisté par vibrations forcées : prise en compte de l'environnement Pièce-Outil-Machine*. Paris, ENSAM, 2016.
- [Lequien, 2017] P. Lequien. *Etude fondamentale de l'assistance cryogénique pour application au fraisage du Ti6Al4V*. <http://www.theses.fr>, 2017.
- [Lequien et al., 2018] P. Lequien, G. Poulachon et J.C. Outeiro. *Thermomechanical analysis induced by interrupted cutting of Ti6Al4V under several cooling strategies*. CIRP Annals, P. Lequien, G. Poulachon, J.C. Outeiro et J. Rech. *Hybrid experimental/modelling methodology for identifying the convective heat transfer coefficient in cryogenic assisted machining*. Applied Thermal Engineering, Vol. 128, p.500–507, 2018.
- [Lequien et al., 2018] P. Lequien, G. Poulachon, J.C. Outeiro et J. Rech. *Hybrid experimental/modelling methodology for identifying the convective heat transfer coefficient in cryogenic assisted machining*. Applied Thermal Engineering, Vol. 128, p.500–507, 2018.
- [Leroy, 1984] F. Leroy. *Usinage et usinabilité*. Ref : TIP552WEB - « Mise en forme des métaux et fonderie », 1984.
- [Li et al., 2007] R. Li, P. Hegde et A.J. Shih. *High-throughput drilling of titanium alloys*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 47, N° 1, p.63–74, 2007.
- [List, 2004] G. List. *Etude des mécanismes d'endommagement des outils carbure WC-Co*

- par la caractérisation de l'interface outil copeau : application à l'usinage à sec de l'alliage d'aluminium aéronautique AA2024 T351. Paris, ENSAM, 2004.
- [Mitsubishi] Mitsubishi. *Extraits de catalogues Mitsubishi*. XXXX.
- [Mondelin, 2012] A. Mondelin. *Modélisation de l'intégrité des surfaces usinées : Application au cas du tournage finition de l'acier inoxydable 15-5PH*. Ecully, Ecole centrale de Lyon, 2012.
- [Naneix, 2010] A. Naneix. *Etude du retour élastique dans le cas du perçage de l'alliage Ti-6Al-4V. Corrélation entre experimentation et simulation*. Rapport de projet de fin d'études. Défendu à l'issue de l'année scolaire 2009/2010 à Arts et Métiers ParisTech., 2010.
- [NF E 66-502, 1997] NF E 66-502. *Norme Française NF E 66-502. Géométrie de la partie active des outils coupants*. 1997.
- [Nobre et Outeiro, 2015] J.P. Nobre et J.C. Outeiro. *Evaluating Residual Stresses Induced by Drilling of Ti-6Al-4V Alloy by Using an Experimental-numerical Methodology*. Procedia CIRP, Vol. 31, p.215-220, 2015.
- [Outeiro et al., 2013] J.C. Outeiro, F. Rossi, G. Fromentin, G. Poulachon, G. Germain et A.C. Batista. *Process Mechanics and Surface Integrity Induced by Dry and Cryogenic Machining of AZ31B-O Magnesium Alloy*. Procedia CIRP, Vol. 8, p.487-492, 2013.
- [Pecat et Brinksmeier, 2014] O. Pecat et E. Brinksmeier. *Low Damage Drilling of CFRP/Titanium Compound Materials for Fastening*. Procedia CIRP, Vol. 13, p.1-7, 2014.
- [Poutord, 2014] A. Poutord. *Étude du perçage à sec de l'empilage Ti6Al4V/Composite fibre de carbone*. phdthesis, Ecole nationale supérieure d'arts et métiers - ENSAM, 2014
- [Pu et al., 2012] Z. Pu, J.C. Outeiro, A.C. Batista, O.W. Dillon, D.A. Puleo et I.S. Jawahir. *Enhanced surface integrity of AZ31B Mg alloy by cryogenic machining towards improved functional performance of machined components*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 56, p.17-27, 2012.
- [Pu et al., 2014] Z. Pu, D. Umbrello, O.W. Dillon Jr. et I.S. Jawahir. *Finite Element Simulation of Residual Stresses in Cryogenic Machining of AZ31B Mg Alloy*. Procedia CIRP, Vol. 13, p.282-287, 2014.
- [Pusavec et al., 2014] F. Pusavec, C. Courbon, J. Rech, J. Kopac et I.S. Jawahir. *An Investigation of the Effect of Nitrogen Phase on Cryogenic Machining Performance and a Case Study on Machining*

- [Pusavec et al., 2011] F. Pusavec, H. Hamdi, J. Kopac et I.S. Jawahir. *Surface integrity in cryogenic machining of nickel based alloy—Inconel 718*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 211, N° 4, p.773-783, 2011.
- [Pusavec et al., 2016] F. Pusavec, T. Lu, C. Courbon, J. Rech, U. Aljancic, J. Kopac et I.S. Jawahir. *Analysis of the influence of nitrogen phase and surface heat transfer coefficient on cryogenic machining performance*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 233, p.19-28, 2016.
- [Qi et al., 2007a] S.L. Qi, P. Zhang, R.Z. Wang et L.X. Xu. *Flow boiling of liquid nitrogen in micro-tubes: Part I – The onset of nucleate boiling, two-phase flow instability and two-phase flow pressure drop*. International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 50, N° 25–26, p.4999-5016, 2007.
- [Qi et al., 2007b] S.L. Qi, P. Zhang, R.Z. Wang et L.X. Xu. *Flow boiling of liquid nitrogen in micro-tubes: Part II – Heat transfer characteristics and critical heat flux*. International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 50, N° 25–26, p.5017-5030, 2007.
- [Ramirez, 2017] C. Ramirez. *Critères d'optimisation des alliages de Titane pour améliorer leur usinabilité*. Paris, ENSAM, 2017.
- [Rotella et al., 2014] G. Rotella, O.W. Dillon, D. Umbrello, L. Settineri et I.S. Jawahir. *The effects of cooling conditions on surface integrity in machining of Ti6Al4V alloy*. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 71, N° 1-4, p.47-55, 2014.
- [Rotella et Umbrello, 2014] G. Rotella et D. Umbrello. *Finite element modeling of microstructural changes in dry and cryogenic cutting of Ti6Al4V alloy*. CIRP Annals, Vol. 63, N° 1, p.69-72, 2014.
- [Roudgé, 2011] M. Roudgé. *Modélisation expérimentale par les réseaux de neurones du perçage multi-matériaux*. Bordeaux 1, 2011.
- [Sun et al., 2015] Y. Sun, B. Huang, D.A. Puleo et I.S. Jawahir. *Enhanced Machinability of Ti-5553 Alloy from Cryogenic Machining: Comparison with MQL and Flood-cooled Machining and Modeling*. Procedia CIRP, Vol. 31, p.477-482, 2015.
- [Tahri et al., 2017] C. Tahri, P. Lequien, J.C. Outeiro et G. Poulachon. *CFD Simulation and Optimize of LN2 Flow Inside Channels Used for*

- [Venugopal et al., 2007a] *Cryogenic Machining: Application to Milling of Titanium Alloy Ti-6Al-4V*. Procedia CIRP, Vol. 58, p.584-589, 2017.
- [Venugopal et al., 2007b] K.A. Venugopal, S. Paul et A.B. Chattopadhyay. *Tool wear in cryogenic turning of Ti-6Al-4V alloy*. Cryogenics, Vol. 47, N° 1, p.12-18, 2007.
- [Wang et Rajurkar, 2000] K.A. Venugopal, S. Paul et A.B. Chattopadhyay. *Growth of tool wear in turning of Ti-6Al-4V alloy under cryogenic cooling*. Wear, Vol. 262, N° 9-10, p.1071-1078, 2007.
- [Yang, 2012] Z.Y. Wang et K.P. Rajurkar. *Cryogenic machining of hard-to-cut materials*. Wear, Vol. 239, N° 2, p.168-175, 2000.
- [Yang, 2012] S. Yang. *Cryogenic burnishing of Co-Cr-Mo biomedical alloy for enhanced surface integrity and improved wear performance*. 2012.

Annexes

Annexe 1 - Etude succincte de la variation continue des conditions de coupe en perçage d'empilages hybrides CFRP/Ti6Al4V (cf. section I.3.3)

Les éléments présentés dans cette première annexe correspondent à une démonstration d'usinage développée et réalisée à l'occasion de la conférence internationale « 16th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations » ayant eu lieu sur le campus des Arts et Métiers de Cluny, organisée par le LaBoMaP. Ainsi, les figures présentées correspondent aux diapositives de la présentation effectuée pendant la démonstration.

La Figure A.1 donne des éléments de contexte sur la démonstration concernant le perçage d'empilages hybrides. Notamment, il y est souligné le fait que le Ti6Al4V et le CFRP sont deux matériaux que tout oppose et pour lesquels les domaines de conditions de coupe optimales (V_c, f) sont totalement disjoints.

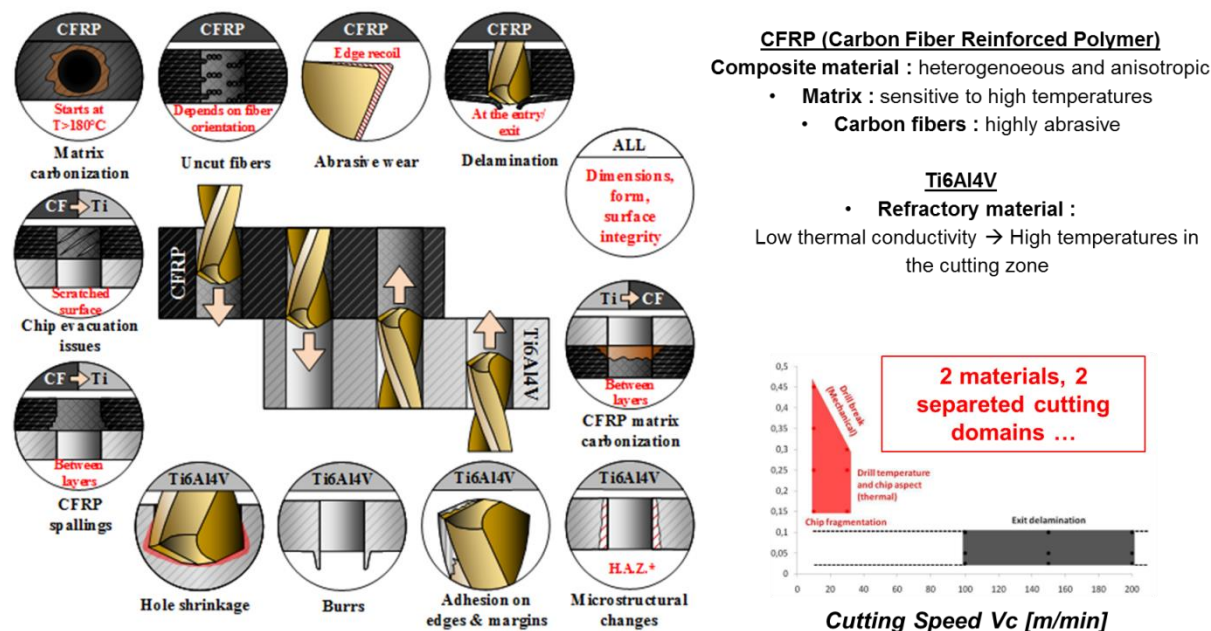


Figure A.1 : Contexte de la démonstration

Par conséquent, la Figure A.2 propose une stratégie de variation des conditions de coupe pendant le perçage afin de pouvoir adapter V_c et f en fonction du matériau percé. L'idée est d'utiliser un V_c élevé et un f bas dans le CFRP afin de limiter le phénomène de délaminage. Pour la partie Ti6Al4V, un V_c bas et un f élevé sont choisis dans le but de limiter les élévations de température. Entre les deux matériaux, une transition fluide est réalisée sur une distance correspondant à la hauteur entre la pointe et les becs du foret. Toutes ces variations de conditions de coupe ont été implémentées dans le programme CN par l'utilisation d'actions synchrones (fonctionnalité avancée sur CN Siemens 840D).

Usually in the industry → only one set of cutting parameter for the whole stack due to technical limitations.
 What would happen if there were two sets of them with a smooth transition between the two materials ?

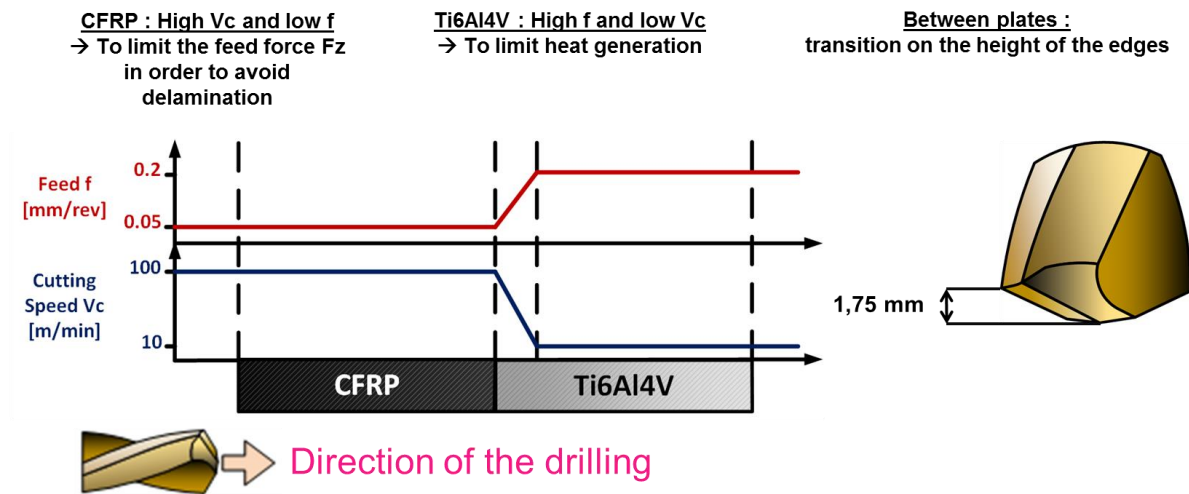


Figure A.2 : Stratégie de variation des conditions de coupe pour le perçage d'empilages hybrides

La Figure A.3 présente le dispositif expérimental utilisé pour cette démonstration. L'effort axial F_z et couple M_z ont été mesurés par le biais d'un dynamomètre rotatif KISTLER 9123C. La position de l'axe Z, la vitesse de rotation de la broche N , la vitesse d'avance V_f , la vitesse de coupe V_c et l'avance f ont été récupérés par les sorties analogiques de la machine. La température dans l'outil a été mesurée à l'aide d'un dispositif développé et fabriqué au LaBoMaP (cf. [Ramirez, 2017]) permettant de faire de la mesure par thermocouple sur un outil en rotation.

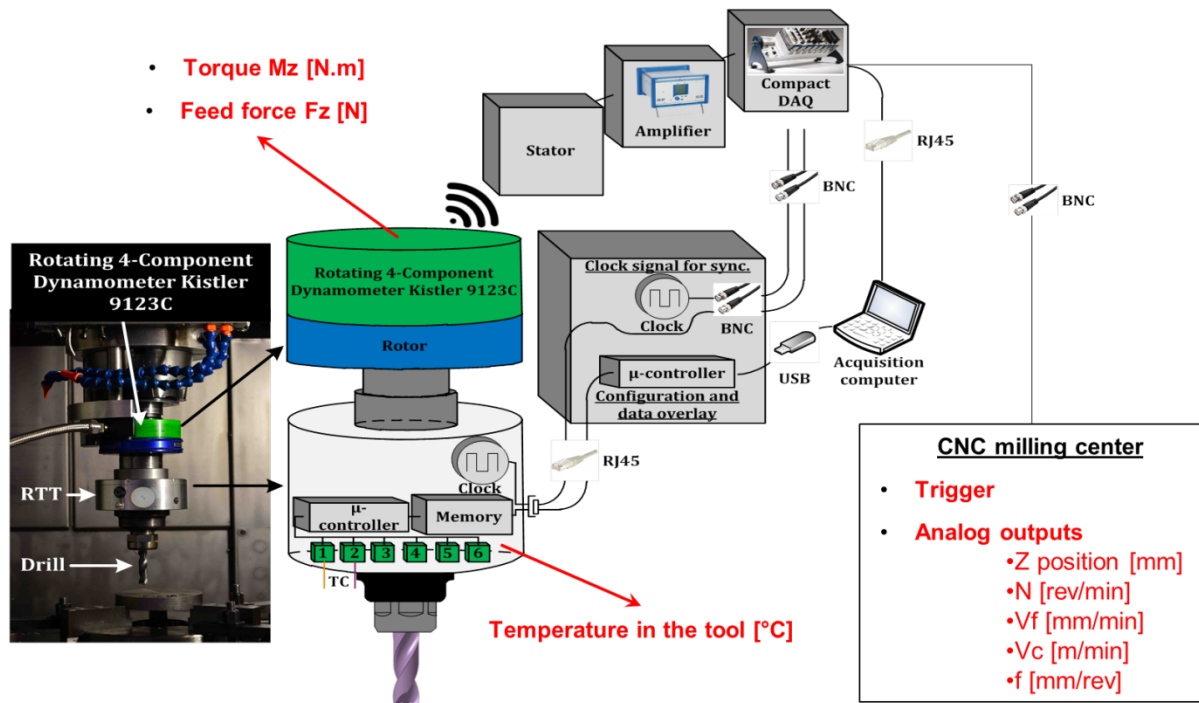


Figure A.3 : Dispositif expérimental utilisé

Figure A.4 montre l'endroit où était implanté le thermocouple dans l'outil pour la démonstration réalisée. Ceux-ci étaient enfilés jusqu'à l'avant du foret en passant par les trous de lubrification, puis placés au plus près de l'arête en les insérant des trous réalisés par électroérosion.

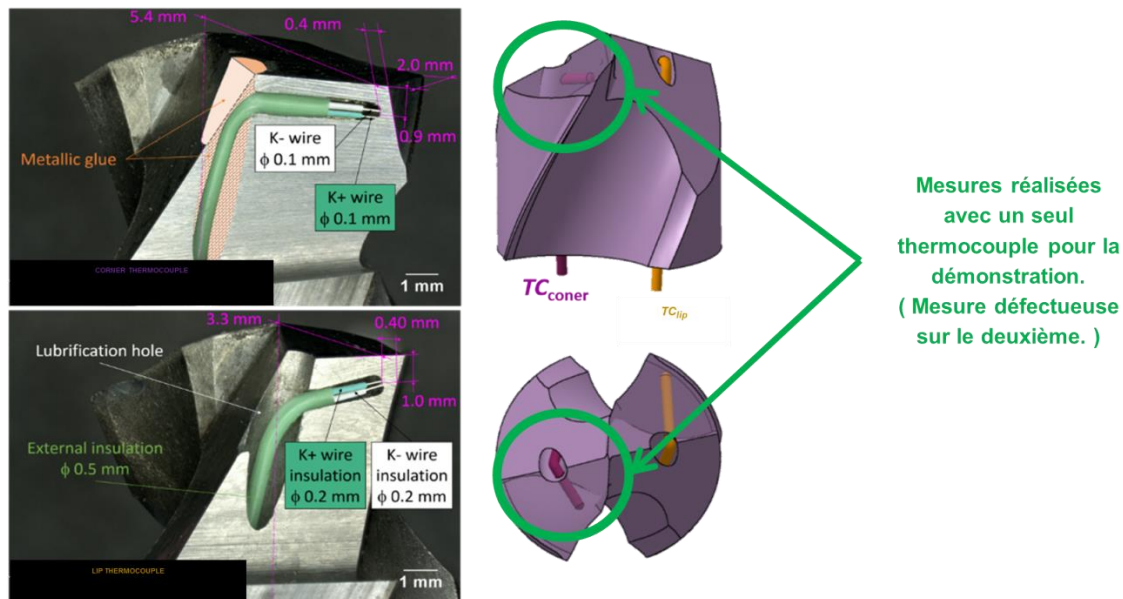


Figure A.4 : Implantation des thermocouples dans l'outil

La Figure A.5 présente les résultats obtenus pour F_z dans la partie CFRP. $F_{z\text{ MAX}}$ était de 325 N pour l'usinage à sec de l'empilage sans variation des conditions de coupe et de 250 N lorsque la stratégie de variation de V_c et f était appliquée. Ainsi, la variation progressive des conditions de coupe a permis de réduire l'effort axial maximal dans le CFRP de 75 N, soit une diminution de 23%. Sachant que c'est l'effort axial qui est responsable du phénomène de délaminage, le premier objectif rattaché à la variation des conditions de coupe pendant le perçage semble être atteint.

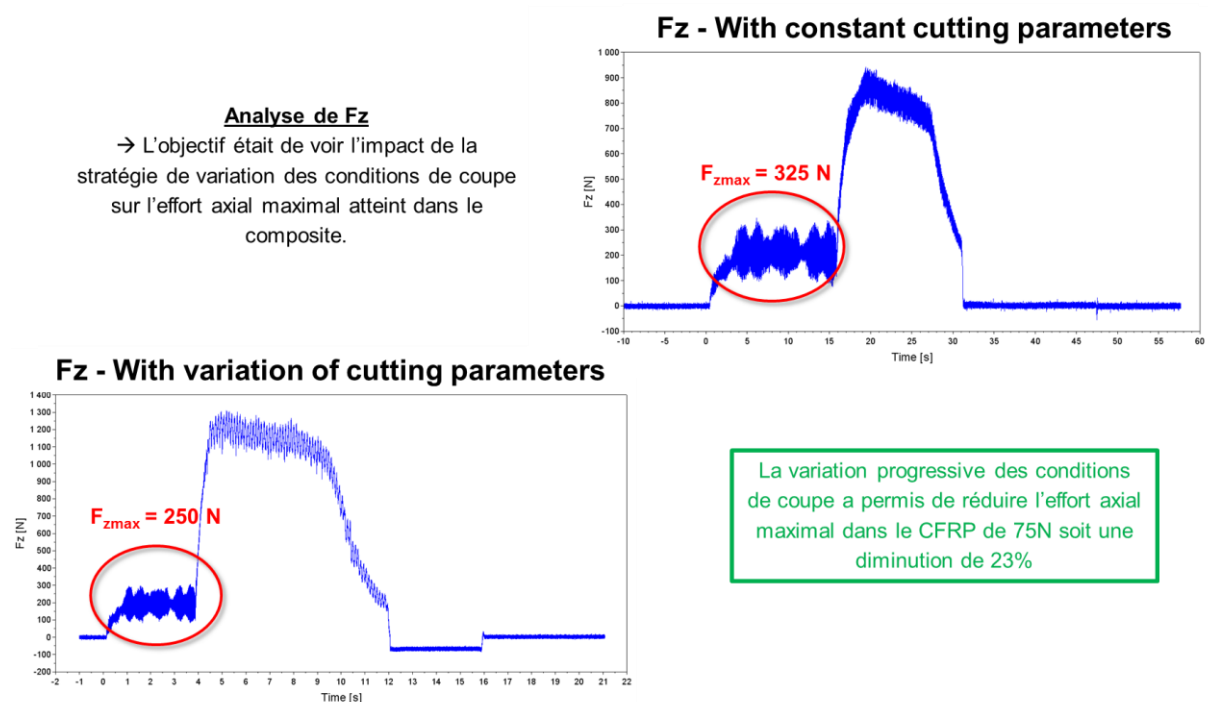


Figure A.5 : Résultats obtenus pour F_z dans la partie CFRP

La Figure A.6 donne les résultats obtenus pour la température maximale atteinte dans la partie Ti6Al4V. Elle était de 325 °C lorsque les paramètres de coupe étaient constants pendant l'opération et de 290 °C quand ceux-ci ont été adaptés en fonction du matériau percé. Cette diminution de 35 °C correspond à une baisse de 11% de la température maximale atteinte.

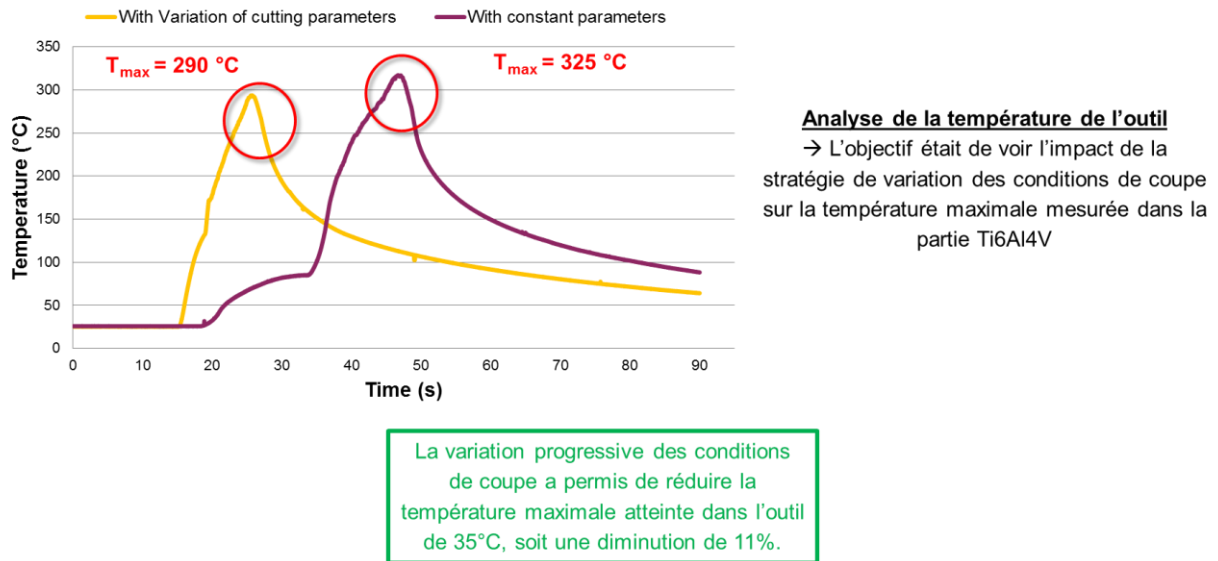


Figure A.6 : Résultats obtenus pour la température au sein de l'outil dans la partie Ti6Al4V

Finalement, sans être une étude poussée de la possibilité d'utiliser des variations continues des conditions de coupe pendant le perçage d'empilages, cette démonstration aura permis de montrer le potentiel d'une telle stratégie pour s'affranchir des problèmes de délaminage dans la partie CFRP et des élévations de température trop importantes dans le Ti6Al4V.

Annexe 2 - Conception et fabrication d'outils adaptés à l'assistance cryogénique en collaboration avec ISCAR (cf. section I.5.3)

Comme indiqué dans la section I.5.3, l'étude de l'influence de la position et de la taille des canaux de lubrification des outils est une piste importante pour l'analyse et l'optimisation de l'utilisation de l'assistance cryogénique en perçage. Ainsi, il était nécessaire de développer les outils adaptés à l'étude de cet aspect.

Pour cela, et comme illustré sur la Figure A.7, un montage permettant de réaliser des inserts dont la position et la taille des canaux sont variables a été réalisé en collaboration avec ISCAR. L'utilisation de celui-ci permet de percer des canaux de lubrification personnalisés avec une machine à électroérosion. Deux exemples de configurations possibles sont illustrées sur la Figure A.7.

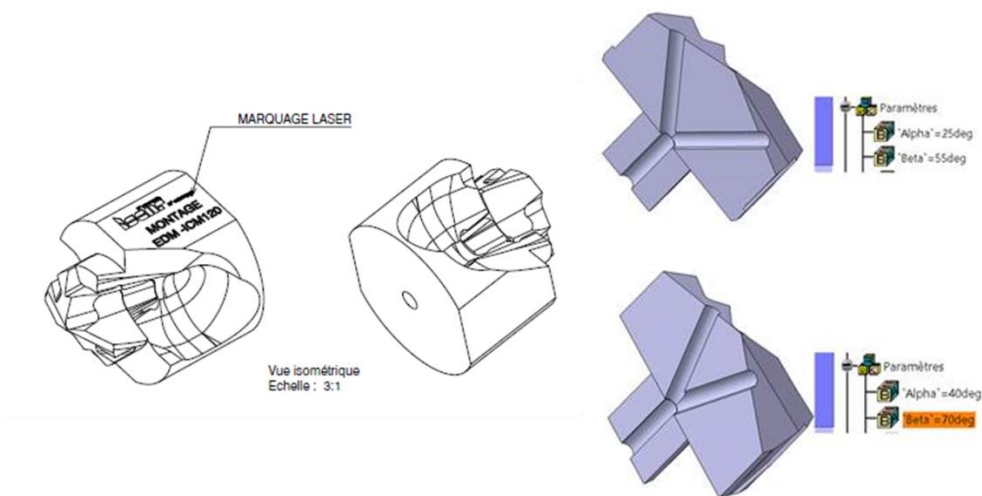


Figure A.7 : Montage de perçage de canaux de passage de LN₂ personnalisés

Par ailleurs, un corps d'outil spécialement adapté à l'étude de l'assistance cryogénique en laboratoire a été développé en collaboration avec ISCAR. Notamment, ses spécificités sont :

- D'avoir une interface adaptée à l'utilisation sur l'installation cryogénique du LaBoMaP ;
- D'avoir un canal central de passage de LN₂ isolé afin d'optimiser l'apport en azote liquide jusqu'à l'insert de coupe ;
- D'avoir des canaux de passage permettant d'insérer des thermocouples dans les inserts de perçage ;
- D'avoir des trous d'implantation de thermocouples dans le corps d'outil.

Le corps ainsi que ses spécificités sont illustrés sur la Figure A.8. Il est à noter qu'une interface spéciale entre l'insert et le corps d'outil a dû être conçue et fabriquée afin de permettre le passage de l'azote liquide entre les deux.

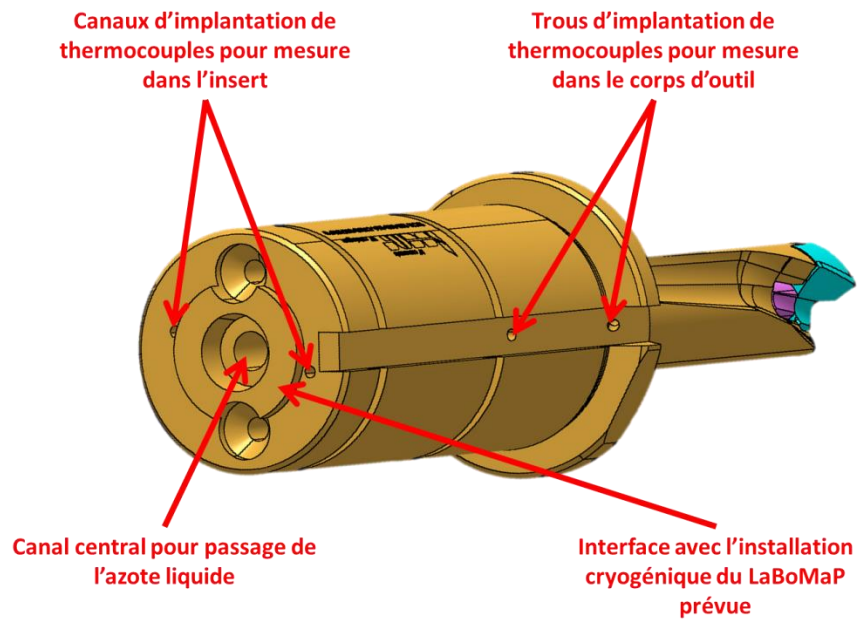


Figure A.8 : Corps d'outil spécial adapté à l'utilisation de l'assistance cryogénique pour études en laboratoire

Finalement, si l'étude des effets de la position et de la taille des canaux n'a pas pu être menée pendant le projet de thèse, il a semblé nécessaire de préparer au mieux la suite. Ainsi, il est prévu que cette étude soit menée prochainement dans le cadre d'un stage de Master Recherche.

Annexe 3 - Mesures géométriques réalisées sur les outils ISCAR standard de l'étude (cf. section II.2.2)

L'exploitation des données résultantes d'essais de perçage nécessite la connaissance d'un certain nombre de paramètres géométriques et notamment ceux concernant l'insert utilisé pour l'opération. Ainsi, le système Alicona InfiniteFocus Real3D a été utilisé pour scanner la géométrie 3D des outils de coupe et des mesures ont été réalisées à posteriori sur le logiciel accompagnant le système de mesures. La Figure II.7 montre le résultat d'un des scans réalisés.

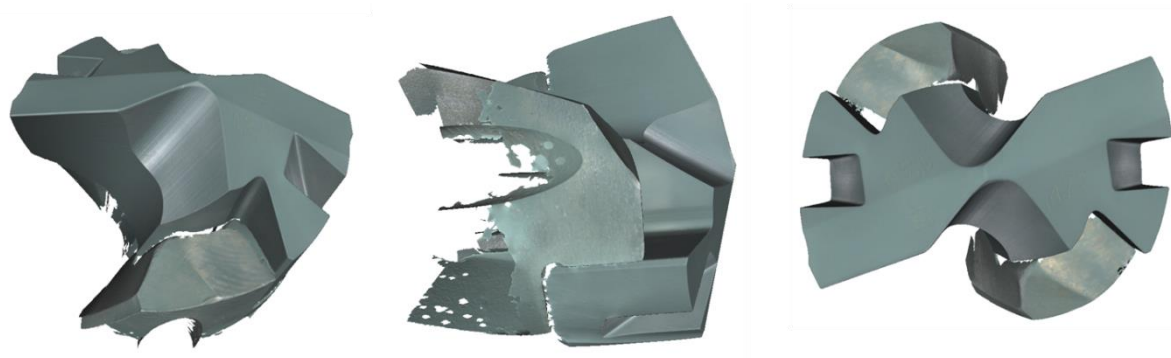


Figure A.9 : Scan 3D de l'insert en place sur son corps d'outil

Ont notamment été mesurés :

- La hauteur entre la pointe et les becs (cf. Figure A.10)

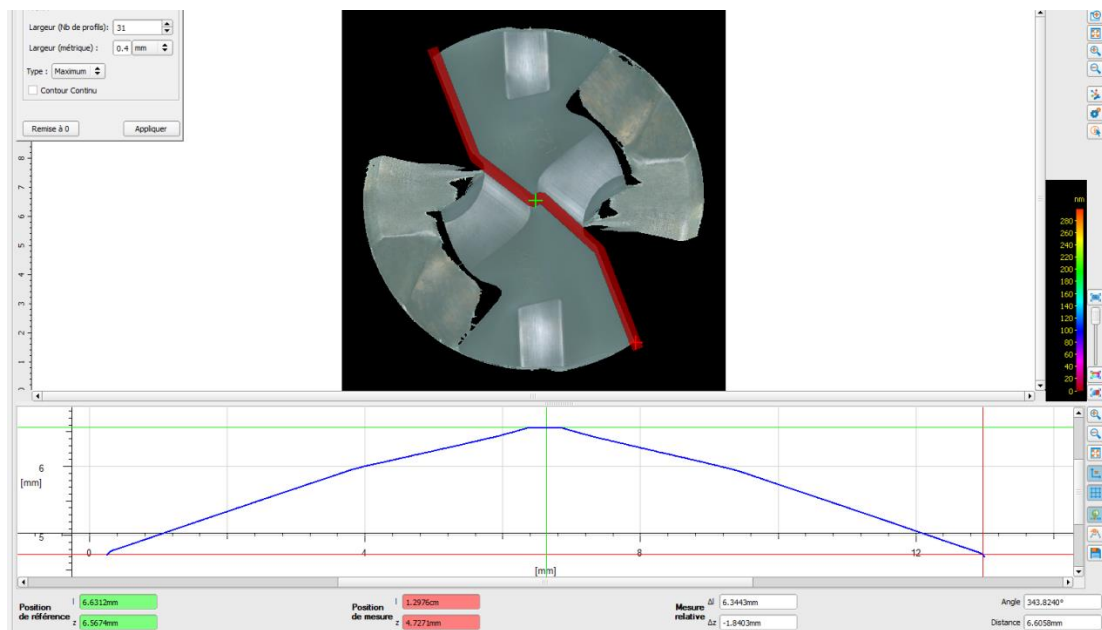


Figure A.10 : Mesure de la hauteur entre la pointe et les becs

- La hauteur de l'insert (cf. Figure A.11)

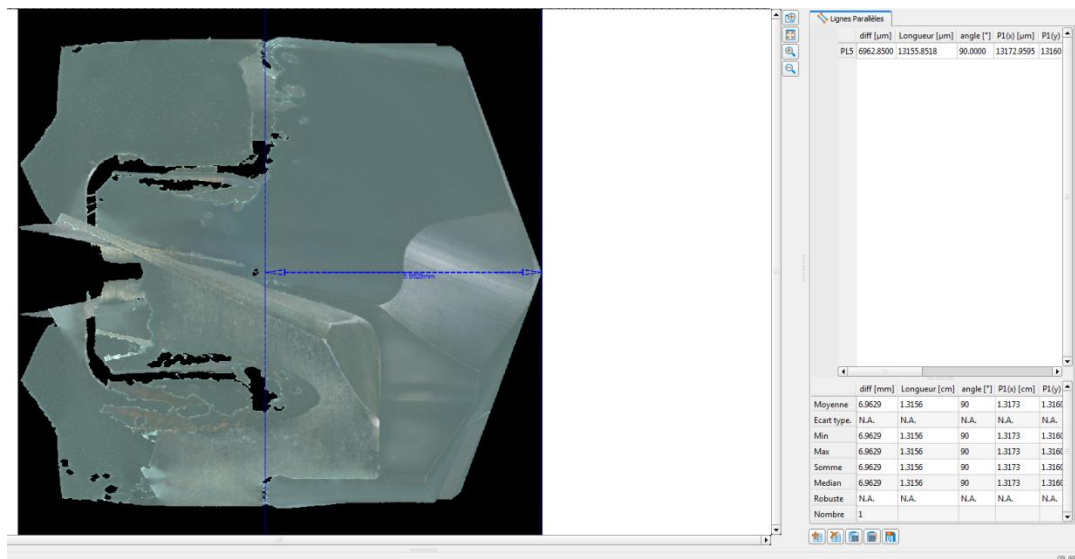


Figure A.11 : Mesure de la hauteur de l'insert

- Le diamètre du foret et le diamètre de transition entre arête centrale et arête principale (cf. Figure A.12)

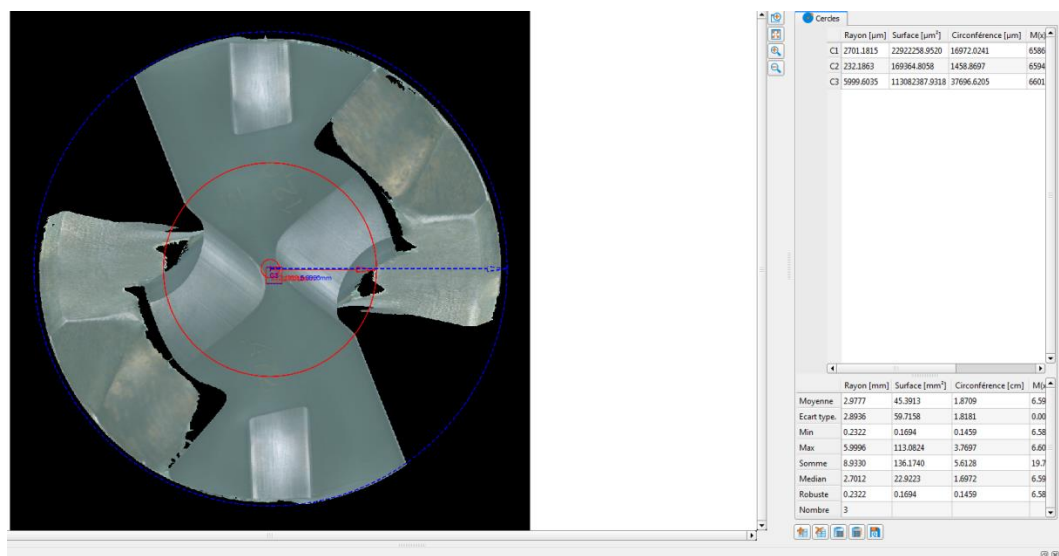


Figure A.12 : Mesure du diamètre de l'insert et du diamètre de transition entre arête centrale et arête principale

- Les angles de pointe sur l'arête principale et sur l'arête centrale

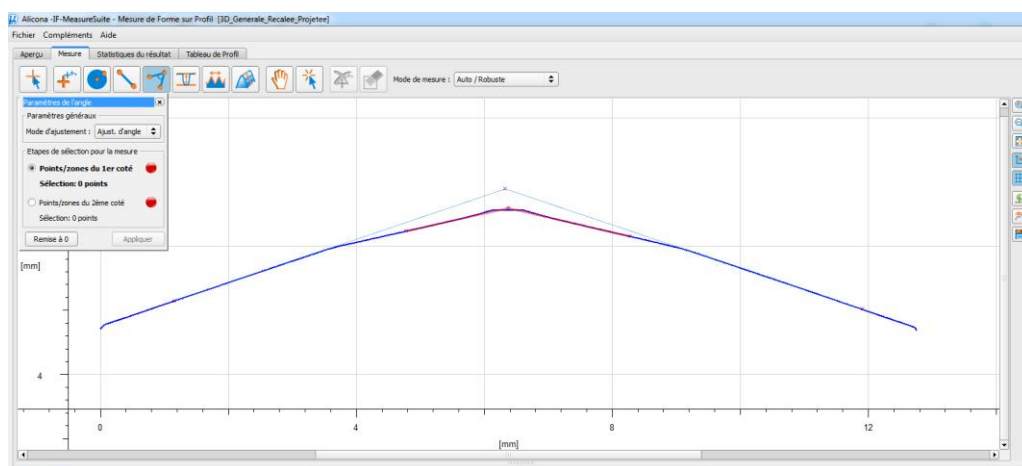


Figure A.13 : Mesure des angles de pointe sur l'arête centrale et l'arête principale

Annexe 4 - Topologie de la surface des trous réalisés pendant les essais de détermination des effets de l'assistance cryogénique (cf. section II.3)

La Figure A.14 expose les résultats des mesures de rugosité arithmétique R_a réalisées, exprimés en fonction de la vitesse de coupe V_c d'une part et de l'avance par tour f d'autre part. La valeur retenue pour un couple de conditions de coupe (V_c, f) correspond à la moyenne des rugosités arithmétiques en entrée, milieu et sortie de trou pour tous les trous réalisés dans les mêmes conditions. Dans le cas à sec, l'augmentation de l'avance a tendance à provoquer une diminution de R_a , par contre, les variations de vitesse de coupe n'ont pas d'effet significatif sur R_a . Pour ce qui est des trous percés avec assistance cryogénique, l'augmentation de l'avance n'a d'effet que lorsque celle-ci est supérieure à 0,16 mm/tr et provoque une augmentation de R_a . L'augmentation de V_c quant à elle a tendance à faire diminuer R_a pour des vitesses inférieures à 30 m/min. A faible et moyenne avance, respectivement 0,08 et 0,16 mm/tr, R_a est plus faible dans le cas avec assistance cryogénique, par contre, à 0,24 mm/tr, cela dépend de la vitesse de coupe, la rugosité étant moins avantageuse avec assistance cryogénique à faible vitesse de coupe lorsque $V_c = 15$ m/min.

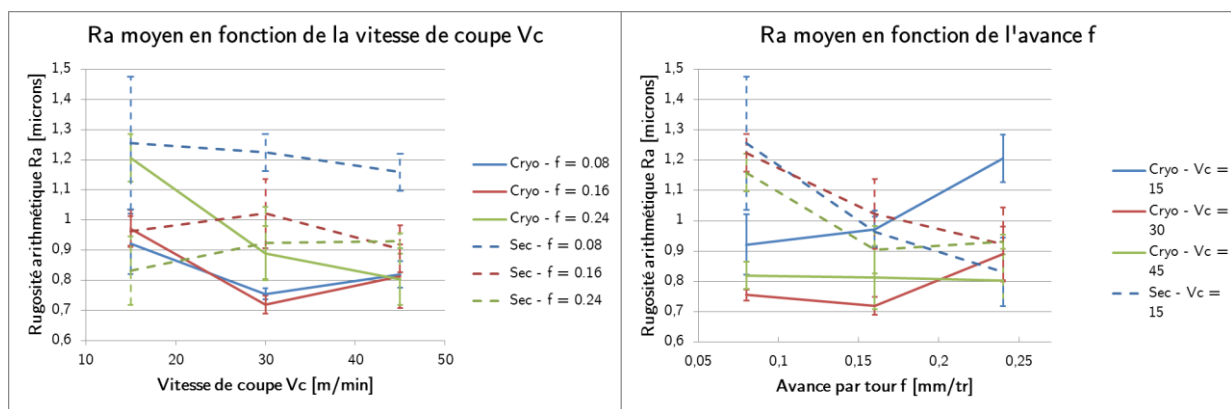


Figure A.14 : R_a moyen en fonction de la vitesse de coupe V_c et de l'avance par tour f . Pour les conditions à sec et avec assistance cryogénique

La Figure A.15 présente quant à elle les résultats pour la rugosité totale R_t : les tendances constatées sont les mêmes que pour la rugosité arithmétiques. Notamment, l'avantage est donné à l'assistance cryogénique pour toutes les conditions de coupe, sauf à faible vitesse de coupe et haute avance ($V_c = 15$ m/min, $f = 0,24$ mm/tr). où la condition à sec l'emporte.

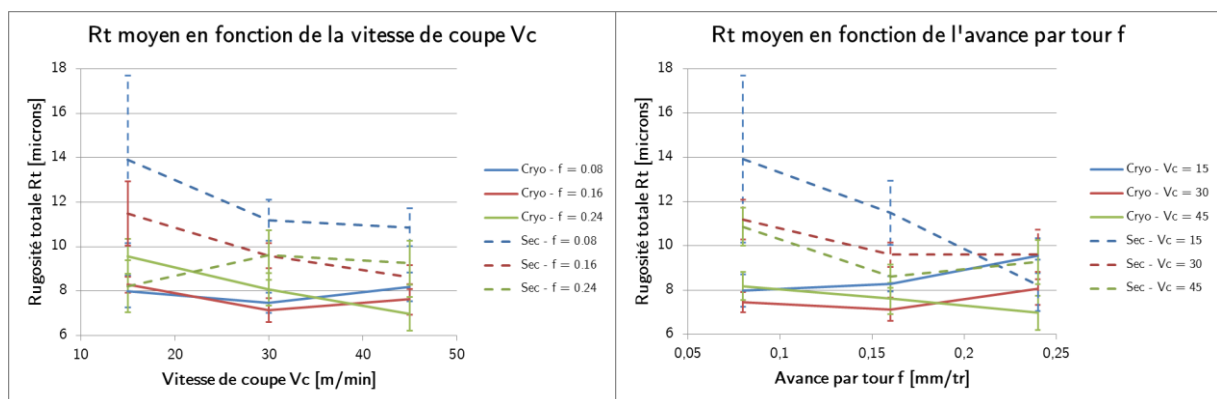


Figure A.15 : Rugosité totale R_t en fonction de la vitesse de coupe V_c et de l'avance par tour f . Pour les conditions à sec et avec assistance cryogénique

Annexe 5 - Chargements mécaniques pour les 9 jeux de paramètres de coupe testés à sec dans le cas bi-éprouvettes (cf. section III.2)

Le Tableau A.1 expose les résultats obtenus dans le cadre de la détermination des chargements mécaniques, pour les 9 jeux de paramètres de coupe testés à sec, dans le cas bi-éprouvettes. Pour un rappel des conditions d'essai et de dépouillement, se référer à la section III.2. Il est à noter que si ces résultats figurent en annexe, c'est parce qu'il faut les prendre avec précaution étant donné que chaque valeur correspond à un essai unique et qu'il n'y a pas eu de répétitions de réalisées.

Vc [m/min]	f [mm/tr]	H [mm]	σ_{MAX} [MPa]	τ_{MAX} [MPa]	μ_{MIN} [Ø]	μ_{MAX} [Ø]
15	0,08	2	750	297	0,40	0,58
15	0,16	1,76	444	234	0,53	0,70
15	0,24	3,6	495	201	0,41	0,76
30	0,08	1,84	730	283	0,39	0,56
30	0,16	2,24	732	255	0,35	0,54
30	0,24	3,84	561	227	0,40	0,81
45	0,08	1,92	385	186	0,48	0,67
45	0,16	2,4	605	247	0,41	0,63
45	0,24	3,12	752	262	0,35	0,63

Tableau A.1 : Résultats de la détermination des chargements mécaniques pour les 9 jeux de paramètres testés à sec, dans le cas bi-éprouvettes, sans répétitions

Etude des chargements thermomécaniques induits par le resserrement du trou en perçage du Ti6Al4V sous assistance cryogénique

RESUME :

En raison des enjeux économiques et écologiques majeurs auxquels doivent faire face les acteurs de l'industrie aéronautique depuis plusieurs décennies, la part massique de composite dans la composition des avions n'a cessé d'augmenter : elle était d'environ 5% en 1972 pour l'Airbus A300 pour arriver à plus de 50% en 2013 pour l'Airbus A350. En effet, l'objectif étant de réduire toujours plus la masse des avions, les alliages d'aluminium qui les composaient en grande majorité (75% de la masse dans les années 70) ont été progressivement remplacés par d'autres matériaux aux caractéristiques mécaniques spécifiques jugées plus intéressantes et notamment par le CFRP (Carbon Fiber Reinforced Plastic) que l'on couple souvent aux alliages de titane parce qu'ils font preuve d'une meilleure compatibilité thermique et électrochimique que le couple CFRP/alliage d'aluminium.

En conséquence, de nombreux cas d'assemblage sont aujourd'hui des empilages hybrides CFRP/Ti6Al4V pour lesquels l'objectif est de pouvoir réaliser le perçage en une seule opération comme c'était le cas auparavant avec les assemblages métal/métal. Les études réalisées sur le perçage de ces empilages hybrides ont montré que les températures de coupe élevées de l'opération, majoritairement dues à l'usinage de la partie constituée de Ti6Al4V, étaient une cause majeure du non-respect des spécifications aéronautiques. C'est à partir de ces constatations que l'idée d'utiliser l'assistance cryogénique est née : refroidir la zone de coupe en injectant de l'azote liquide par le centre broche, en lieu et place des moyens de lubrification et de refroidissement plus classiques.

En effet, la chaleur latente que l'azote liquide absorbe lors de sa vaporisation en fait un excellent candidat pour refroidir efficacement la zone de coupe. Son utilisation est de plus une solution totalement écologique puisqu'elle permet d'éviter l'utilisation de fluides de coupe et permet ainsi d'éviter les opérations de lavage des pièces, d'essorage des copeaux et de recyclage des fluides tout en restant neutre pour l'opérateur et la planète.

Ainsi, ce projet de thèse s'articule autour de l'étude des effets de l'assistance cryogénique sur le perçage du Ti6Al4V et s'intéresse en particulier à son impact sur le phénomène de resserrement du trou. En effet, les chargements thermomécaniques induits par l'opération ainsi que les formes et dimensions finales des trous réalisés sont en réalité fortement liés à ce phénomène qui n'avait jusqu'ici été que très peu étudié. Par conséquent, cette thèse propose d'une part de mettre en évidence l'importance du resserrement du trou en perçage de Ti6Al4V et d'autre part de fournir des éléments d'analyse et de compréhension sur ce phénomène dans les conditions d'usinage à sec et avec assistance cryogénique.

Mots clés : perçage ; Ti6Al4V ; assistance cryogénique ; resserrement du trou.

Study of thermomechanical loads induced by hole shrinkage in Ti6Al4V drilling under cryogenic assistance

ABSTRACT:

On account of the major economic and ecological stakes to which the aeronautic industry stakeholders had to react during the last decades, the composite mass percentage in aircrafts never stopped to increase and reached more than 50% in 2013 for the Airbus A350. Indeed, the aim always being to build lighter aircrafts, aluminum alloys (which represented more than 75% of the total mass in the 70's) were gradually replaced by other materials which were considered to have more advantageous mechanical properties to weight ratios and especially by CFRP (Carbon Fiber Reinforced Plastic). Since the CFRP/titanium alloy pair demonstrates a better thermal and electrochemical compatibility compared to the CFRP/aluminum alloy pair, the use of titanium alloys in aircraft increased as well.

Therefore, many assembly cases are currently CFRP/Ti6Al4V hybrid stacks for which the goal is to be able to drill them in one shot, just as it was done for metal/metal stacks. Studies were carried out concerning hybrid stacks drilling and highlighted that the elevated temperatures during the Ti6Al4V drilling were mainly responsible for the non-fulfilment of aeronautical specifications. Based on these observations, the idea of using the cryogenic assistance emerged: cooling down the cutting area by using liquid nitrogen instead of classic modes of lubrication and cooling.

Indeed, the latent heat that liquid nitrogen absorbs when it vaporizes makes it an excellent candidate to efficiently cool the cutting zone. Moreover, since it evaporates quickly at room temperature, it eliminates the need to clean the parts and to recycle the fluids while being neutral for the planet and the machine operator.

This Ph.D thesis revolves around the study of cryogenic assistance effects in Ti6Al4V drilling and focuses especially on its impact on hole shrinkage. Indeed, the shape and dimensions of the drilled hole, as well as the thermomechanical loads induced by the operation depend on this little-known phenomenon. Therefore, this thesis proposes to highlight the key role of hole shrinkage in Ti6Al4V drilling and to give elements of analysis and understanding on the phenomenon, for dry and cryogenic cutting conditions.

Keywords: drilling; Ti6Al4V; cryogenic assistance; hole shrinkage.