

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.

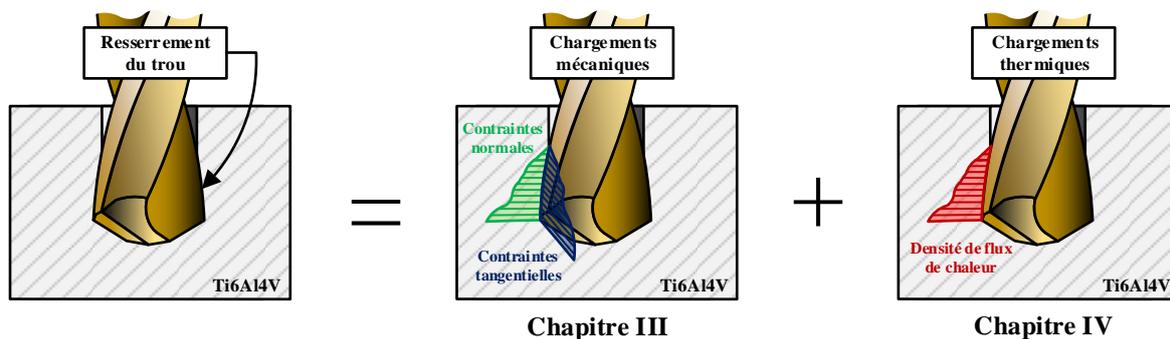


Figure III.1 : Stratégie de découplage des chargements mécaniques et thermiques

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.

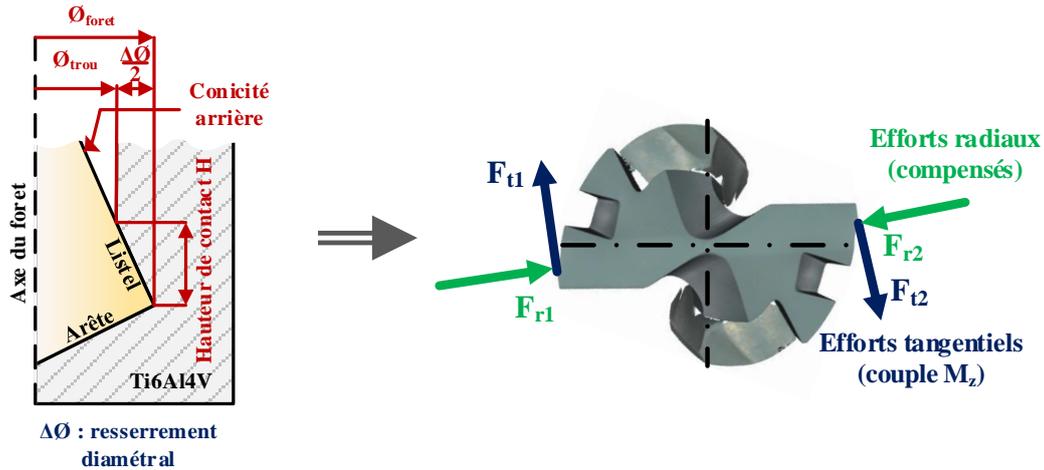


Figure III.2 : Resserrement du trou et efforts induits

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.

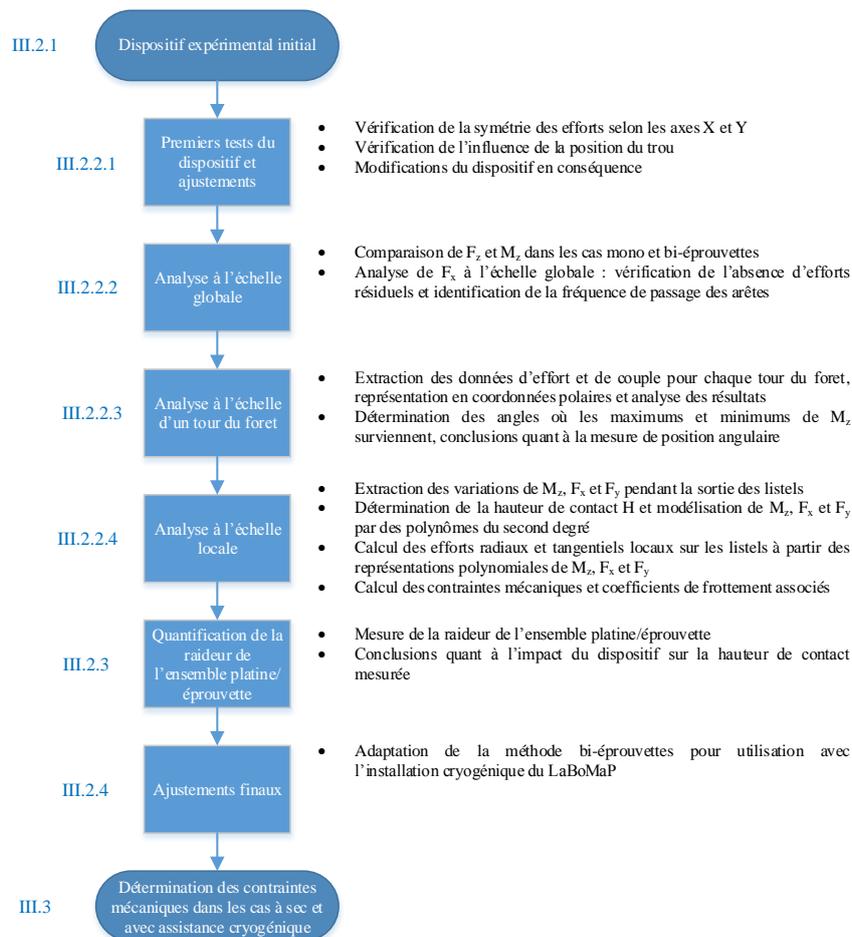


Figure III.3 : Synoptique des étapes de développement de la démarche de détermination des chargements mécaniques

III.2. Développement d'une méthode innovante « bi-éprovettes » 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.

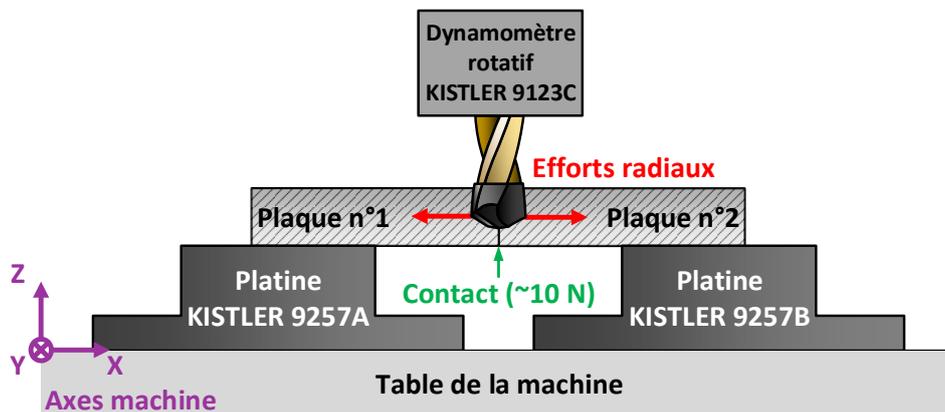


Figure III.4 : Schéma de principe du dispositif expérimental de mesure des efforts radiaux

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 $\theta_{mesuré} = 0^\circ$ corresponde à l'angle où les arêtes principales sont parallèles à l'axe X du centre d'usinage.

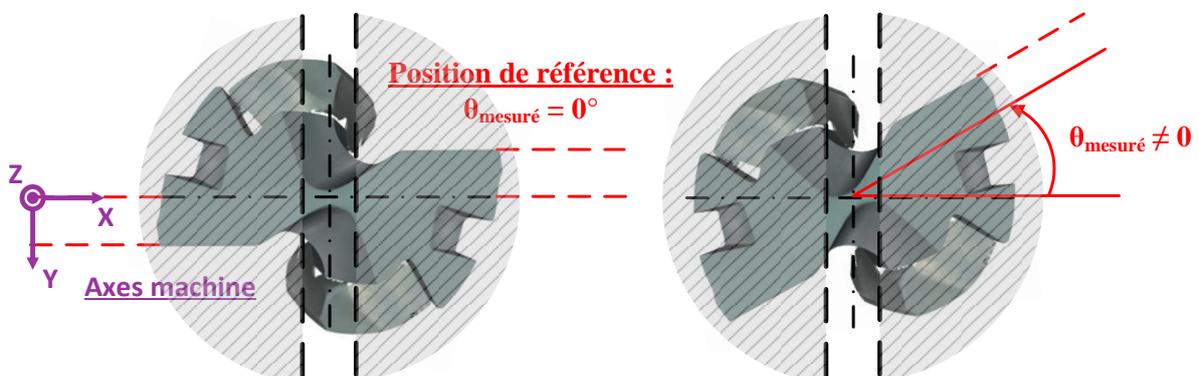


Figure III.5 : Position angulaire de référence

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 :

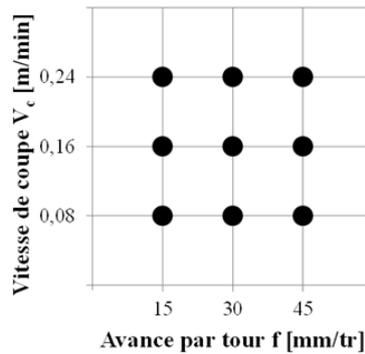


Figure III.6 : Conditions de coupe testées pour la mesure des efforts radiaux

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-éprouvettes », 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-éprouvette » 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-éprouvettes et dans le cas mono-éprouvette. 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-éprouvettes 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.

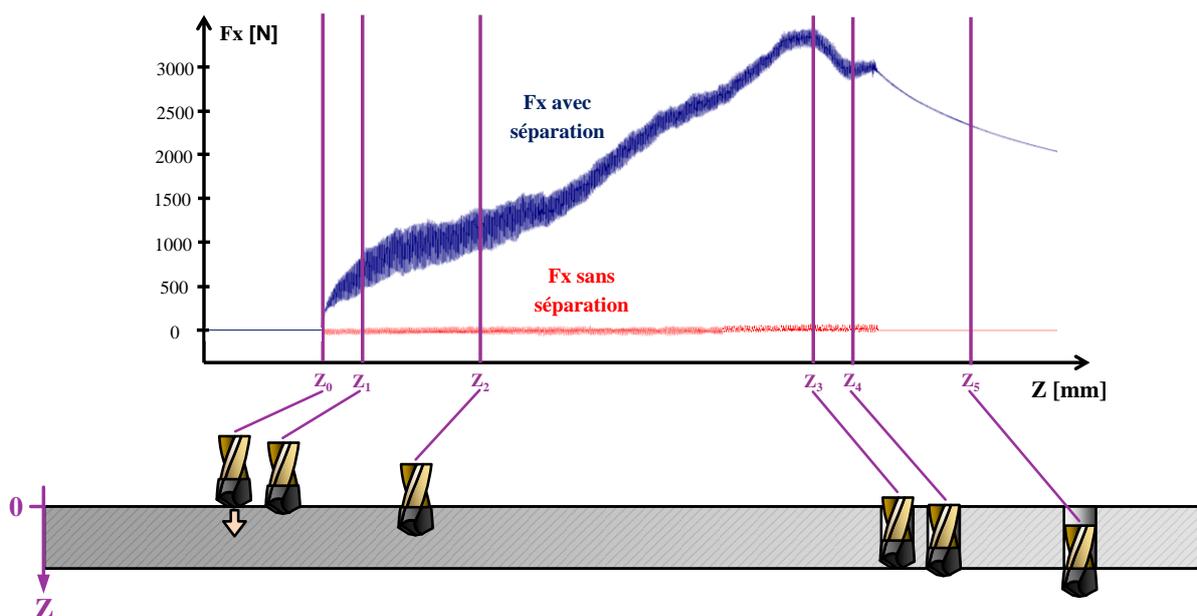


Figure III.7 : Comparaison des signaux acquis avec et sans séparation d'éprouvettes

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.

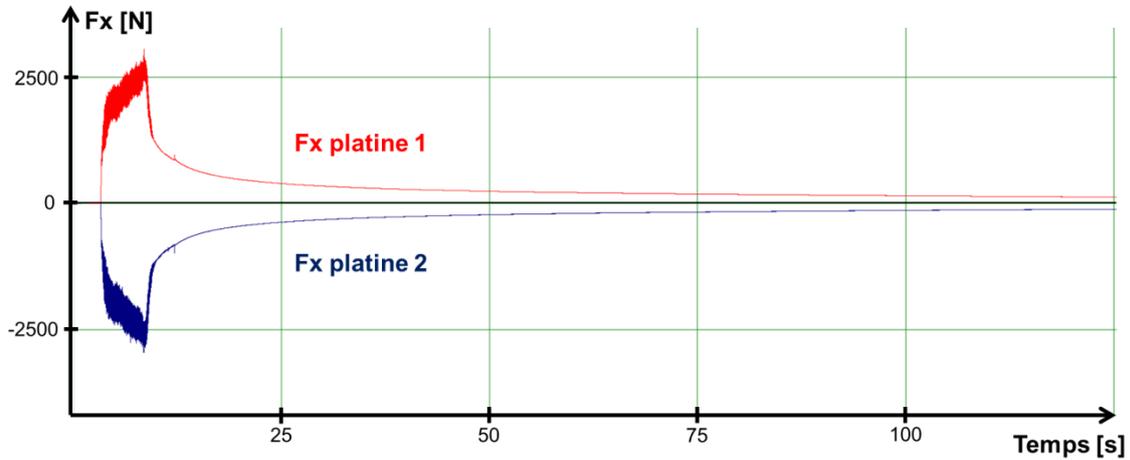


Figure III.8 : Comparaison de F_x pour les deux platines et mise en évidence d'efforts résiduels

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.

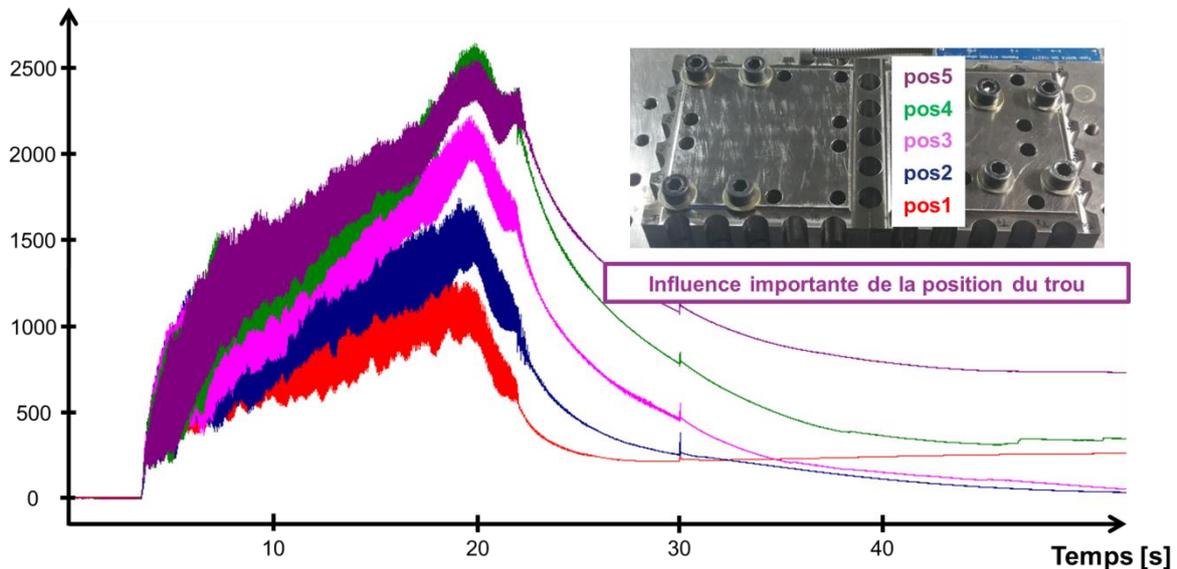


Figure III.9 : Influence de la position du trou sur les efforts induits par la dilatation des éprouvettes

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.

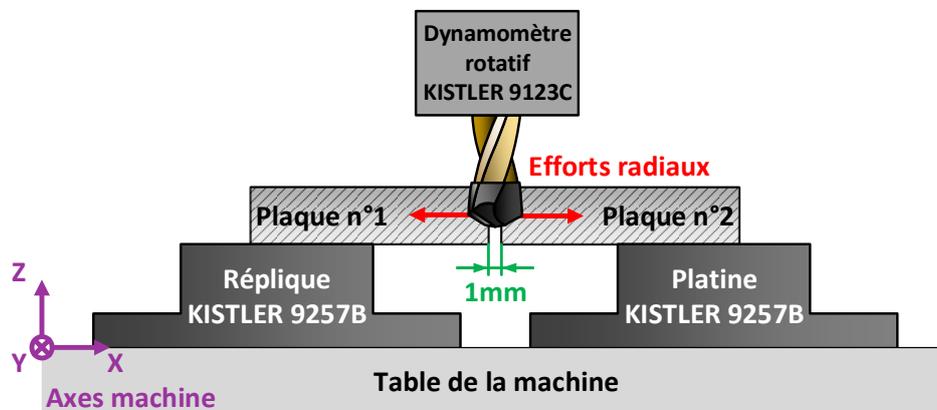


Figure III.10 : Configuration retenue pour le dispositif expérimental de mesure des efforts radiaux

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.

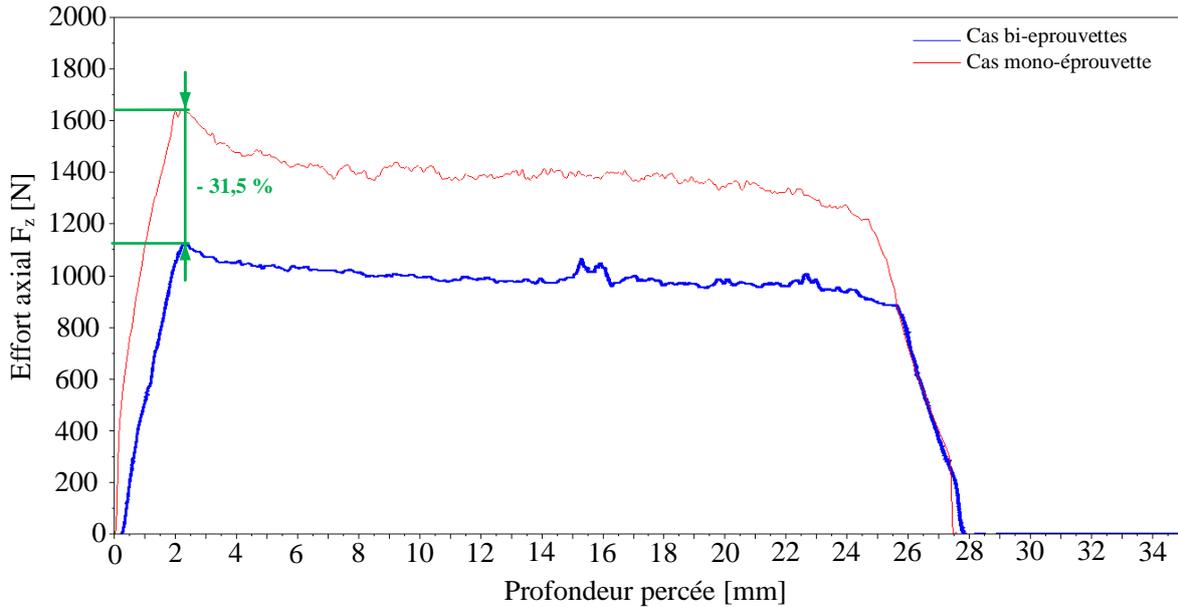


Figure III.11 : Comparaison de l'effort axial F_z obtenu dans les cas mono et bi-éprouvettes

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.

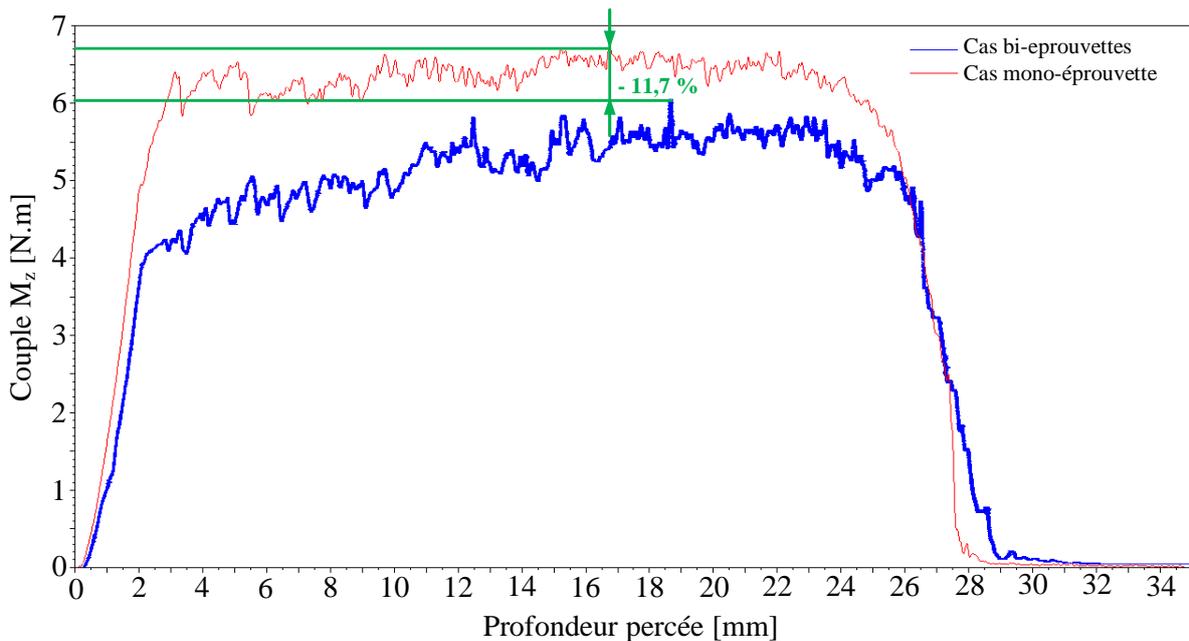


Figure III.12 : Comparaison du couple M_z obtenu dans les cas mono et bi-éprouvettes

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.

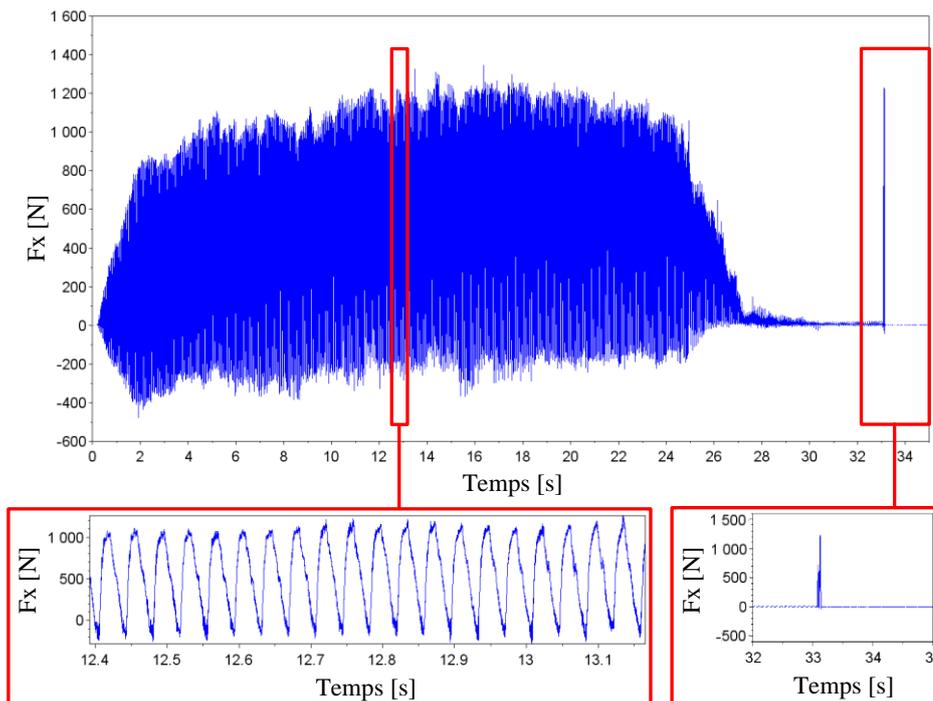


Figure III.13 : Effort F_x en fonction du temps pour un perçage bi-éprouvettes

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.

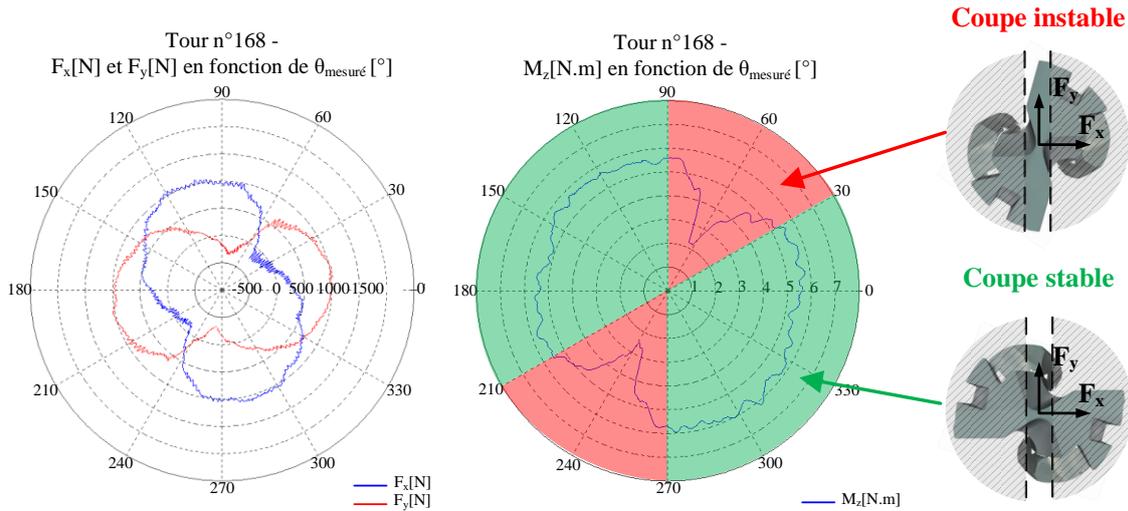


Figure III.14 : F_x , F_y et M_z en fonction de θ_{mesure} pour le 168e tour du foret.

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).

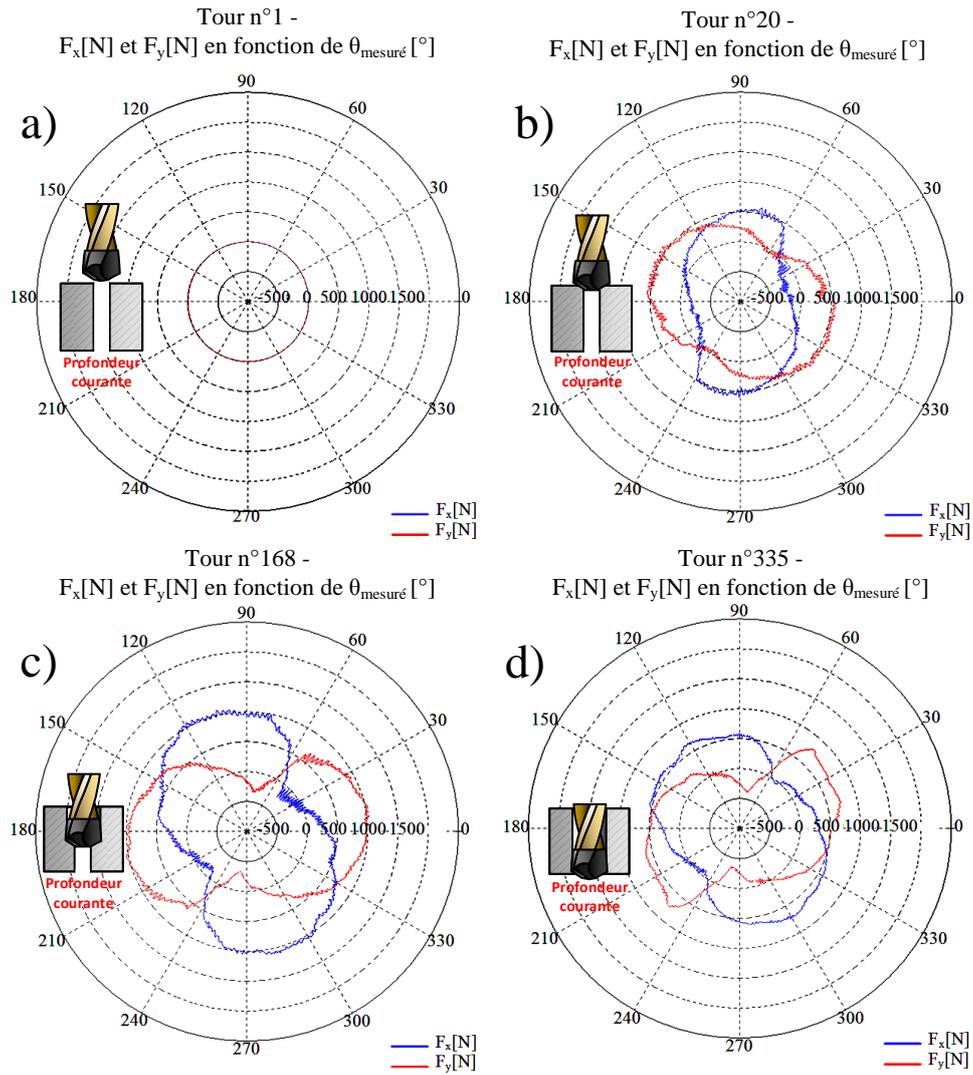


Figure III.15 : Evolution de F_x et F_y en fonction de $\theta_{mesuree}$ dans le cas bi-éprouvettes

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 .

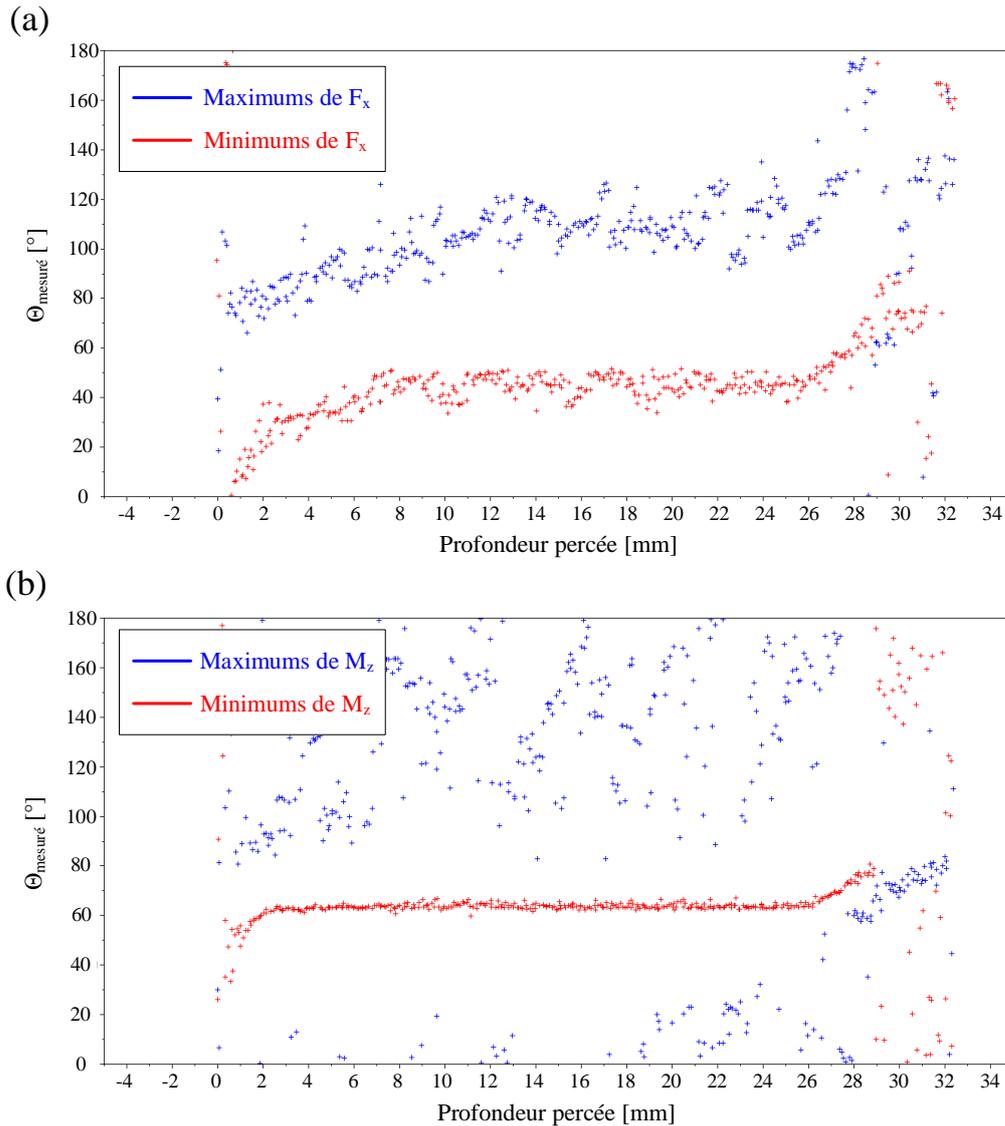


Figure III.16 : Détection des $\theta_{\text{mesuré}}$ pour lesquels les maximums et minimums de (a) F_x et (b) M_z se produisent en fonction de la profondeur percée

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.

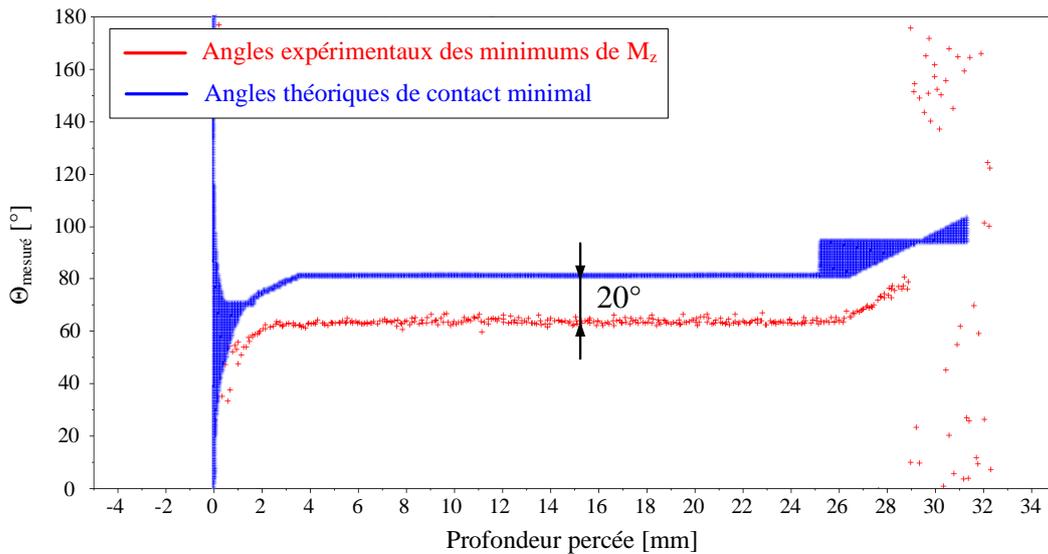


Figure III.17 : Angles expérimentaux et théoriques pour lesquels les minimums de M_z surviennent en fonction de la profondeur percée

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 $\theta_{mesuré} = 1^\circ$ et $\theta_{mesuré} = -1^\circ$ 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.

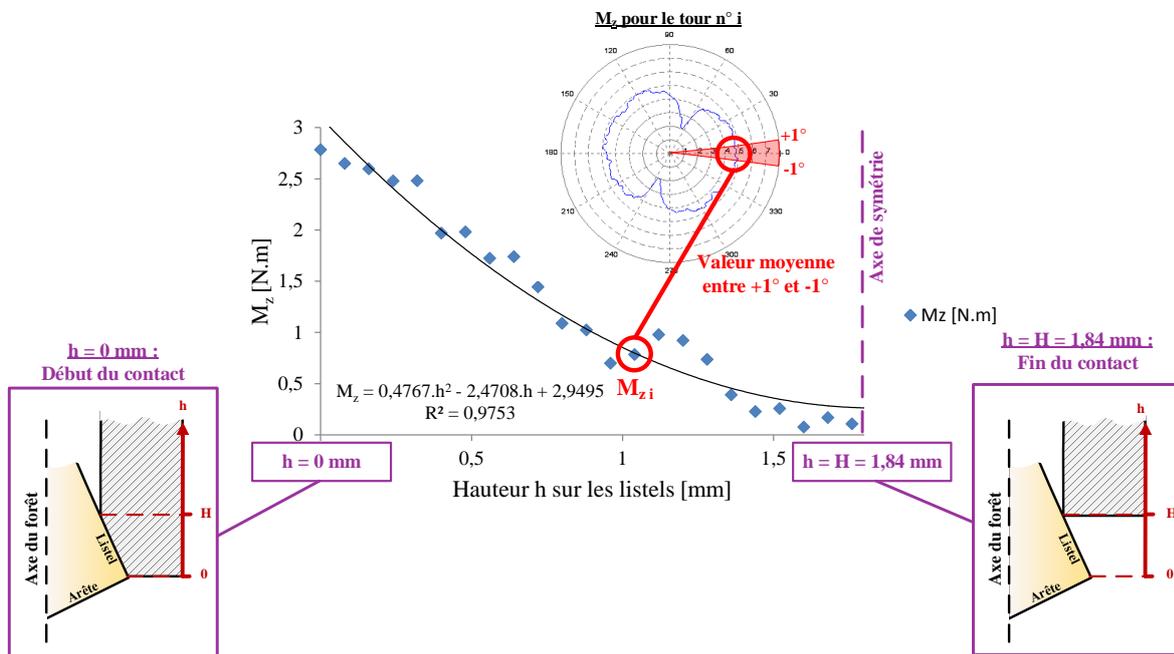


Figure III.18 : Variations de M_z en fonction de la hauteur h sur les listels

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 :

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

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

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

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

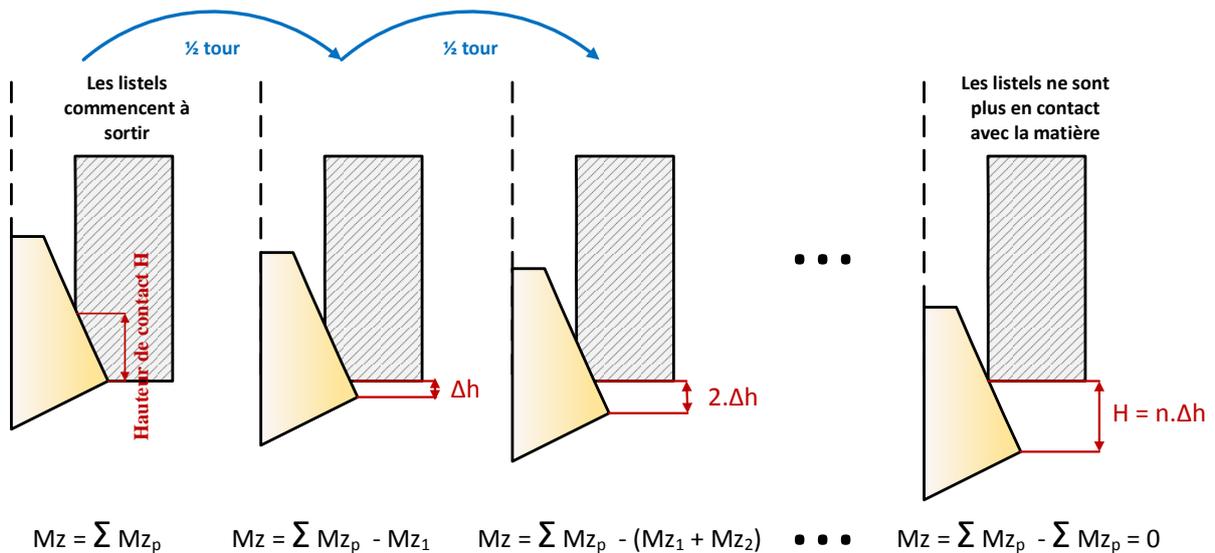


Figure III.19 : Principe de la décomposition par portions appliqué à M_z

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 :

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

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

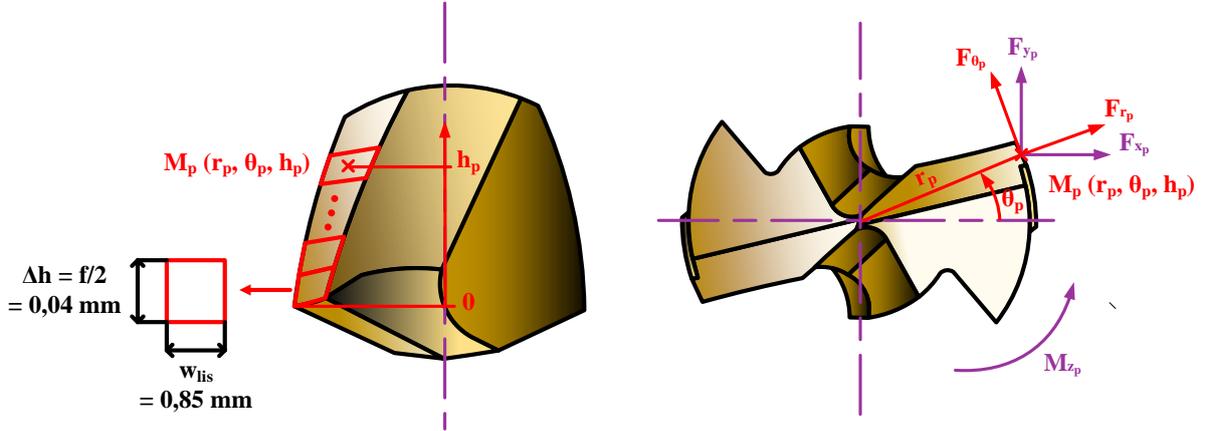


Figure III.20 : Efforts locaux appliqués à une portion de listel

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.

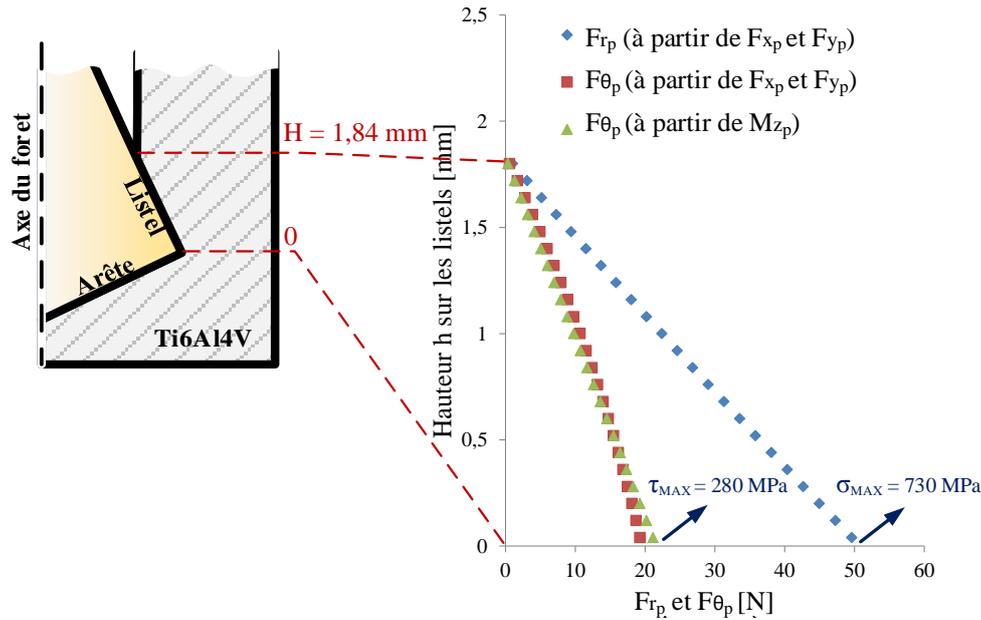


Figure III.21 : Efforts radiaux et tangentiels locaux en fonction de la hauteur h sur les listels

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 :

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

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

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.

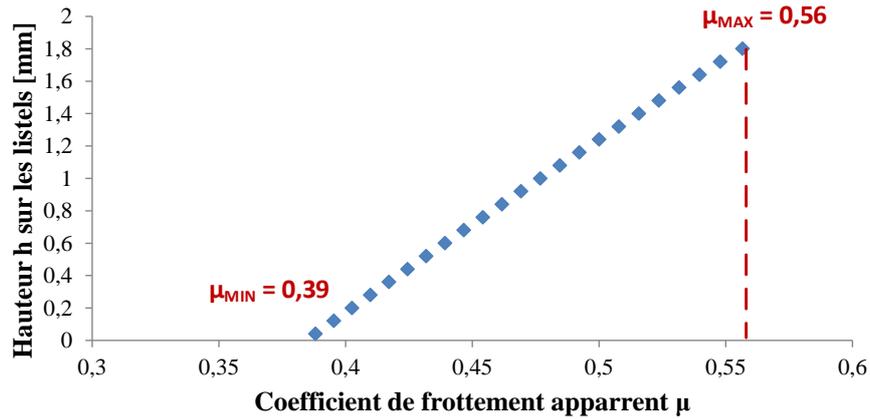


Figure III.22 : Evolution du coefficient de frottement apparent en fonction de la hauteur h sur les listels

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-éprovettes, 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.

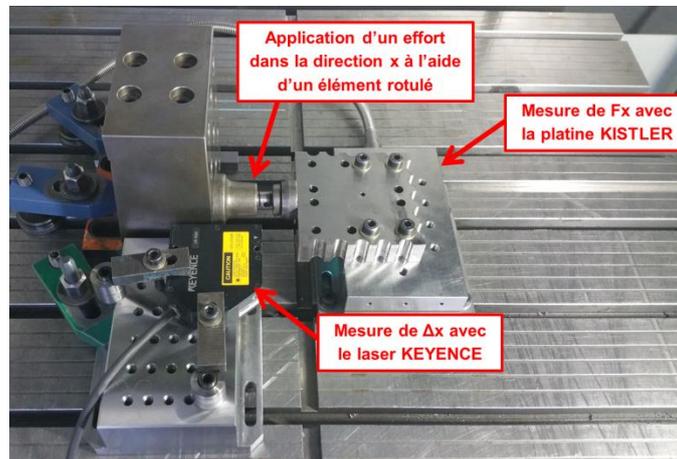


Figure III.23 : Dispositif expérimental utilisé pour la caractérisation de la raideur de l'ensemble platine/éprouvette

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 μm .

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 μm 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 $Vc = 30$ 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 :

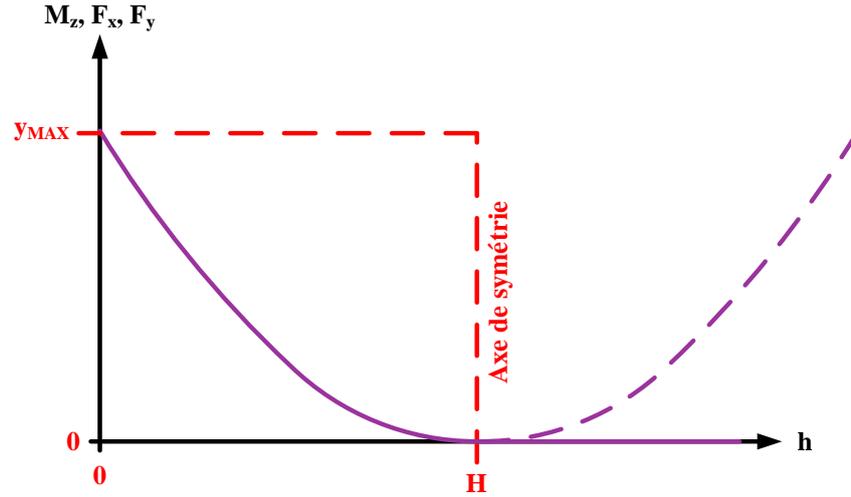
- La méthode mène à des efforts axiaux F_z et couples M_z inférieurs par manque de matière au centre ;
- La méthode a tendance à surestimer la hauteur de contact de par le retour élastique de l'ensemble éprouvette/platine.

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 $\theta_{\text{arête}}$ sans avoir accès à la mesure de la position angulaire.

- 5) Calcul des F_{r_p} , 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. Etant 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 :

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

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 $\mu_{MAX} \cdot \mu_{MIN}$ au nombre de passages de listels vu par la paroi du trou en utilisant la formule suivante :

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

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

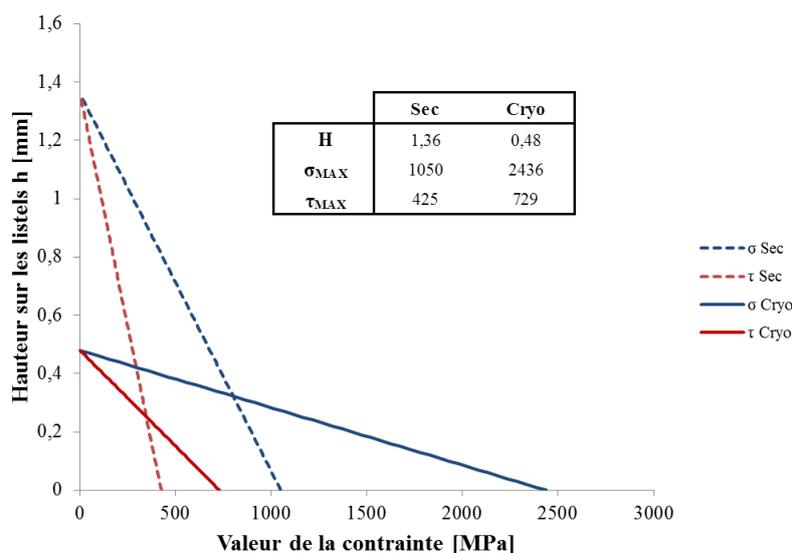


Figure III.26 : Synthèse des valeurs retenues pour H , σ et τ

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.