

## Chapitre 1. Etat de l'art

La recherche en usinage 5 axes est très vaste. En se basant sur le nombre de publications par an sur ce sujet, elle démarre au début des années 1990.

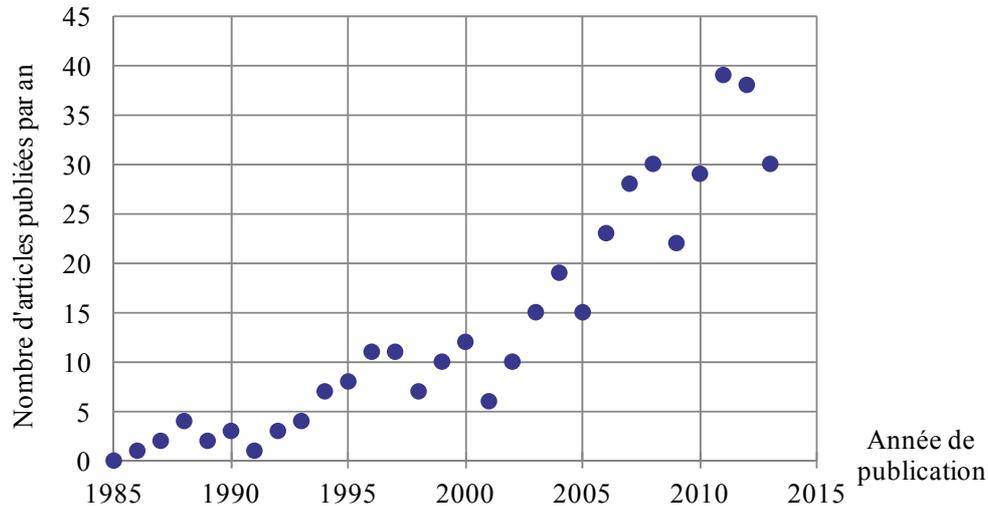


Figure 1-1. Nombre de publications pour la requête « 5 axis milling » par an

La Figure 1-1 a été construite sur la base de données couverte par SCOPUS avec une recherche sur « 5 axis milling » présent dans le titre, les mots clés ou le résumé. Cette recherche depuis 1983 recense près de 400 articles. Or la même démarche avec le terme « five axis milling » fait émerger également 400 articles dont 300 distincts de la première recherche. Il en résulte une difficulté de pouvoir avoir une vue exhaustive des publications sur ce thème et passe nécessairement par des choix pour limiter le nombre de lecture. En particulier, il devient essentiel de pouvoir s'appuyer sur des articles de synthèse pour des aspects qui ne touchent pas directement les thèmes de développement de ce mémoire. L'objectif de réaliser une synthèse des travaux de recherche sur l'ensemble des thèmes de l'usinage 5 axes paraît donc difficile. Ce chapitre se propose de présenter un certain nombre de thèmes de recherche associé à l'usinage 5 axes puis se concentre sur les techniques de coupe avec des fraises à enveloppe sphérique qui regroupe les fraises hémisphérique et les fraise boule. Cette bibliographie se termine par une synthèse sur la réalisation de veines fluides fermées à travers deux stratégies d'usinage particulières.

### 1.1. Etendue de la recherche en usinage 5 axes

Les thèmes de recherche sont variés, cependant ils peuvent être regroupés en trois domaines. Le premier est basé autour de l'architecture des machines, le second sur la trajectoire et l'orientation de l'outil et le dernier sur les techniques de coupe.

#### 1.1.1. Problématiques autour de l'architecture des machines 5 axes

L'introduction de deux degrés de liberté supplémentaires données à l'outil par rapport aux fraiseuses 3 axes autorise une grande variété de structure de machine. Rauch et Xu ont synthétisé 118 travaux basés sur l'étude des structures de machines 5 axes (Rauch and Xu, 2010). Selon que les liaisons cinématiques sont en série ou en parallèle, les aptitudes des machines seront différentes. Pour améliorer les processus de fabrication, des chercheurs travaillent à caractériser les erreurs de positions et les erreurs cinématiques.

### 1.1.1.1. Structures des machines

L'usinage 5 axes devrait être appelé usinage à 5 degrés de liberté. Ces mobilités s'entendent comme mouvements relatifs d'avance entre l'outil et la pièce en production. La norme (ISO 841, 2001) définit la dénomination des axes du mouvement. Ce nombre de degrés de liberté est à priori indépendant du nombre d'axe permettant de réaliser ce mouvement. Pour atteindre cet objectif, deux organisations des liaisons cinématiques existent. La première organisation des liaisons cinématiques est basée sur des liaisons totalement ou partiellement parallèles les unes par rapport aux autres. La seconde, plus courante est l'organisation des liaisons cinématiques en série.

#### Liaisons parallèles

En se basant sur la synthèse de Weck et Staimer (Weck and Staimer, 2002), deux grandes familles de machine sont identifiées. Il y a les machines à structures strictement parallèles dont les liaisons sont exclusivement en parallèles et les structures mixtes qui complètent la structure parallèle par l'addition de quelques liaisons en série.

Pour les structures exclusivement en parallèles, elles sont composées d'un bâti et d'une plateforme qui supporte l'effecteur comme une broche de machine-outil. Le lien entre les deux parties est assuré par des jambes (de longueurs constantes ou variables) et des liaisons rotule ou pivot sur leurs extrémités. Terrier et al. (Terrier et al., 2005) résumant les architectures en trois familles :

- la famille Delta : Les jambes sont de longueurs constantes et s'apparentent à plusieurs systèmes bielle-manivelle en parallèles,
- la famille Glides : Les jambes sont de longueurs constantes et le lien de chaque jambe avec le bâti est assuré par une liaison pivot puis une liaison glissière,
- la famille Hexapode : Les jambes sont de longueurs variables.

Une particularité de ces machines est que leur rigidité n'est pas constante dans tout le volume de travail. Ces structures souffrent (Rauch and Xu, 2010) d'une difficulté de pilotage due au couplage de la position d'outil et de l'orientation de l'axe de l'outil et souvent d'une faible zone de travail. Pour remédier à cela, les fabricants de machine proposent alors de rajouter des axes sériels supplémentaires soit :

- à l'extrémité de la structure parallèle à la manière d'une tête twist,
- liés au bâti par une table tilting.

Ces liaisons supplémentaires sont des éléments standards de machine outil qui se retrouvent sur les machines à liaison en série.

#### Liaisons séries

Pour que l'outil puisse avoir 5 degrés de liberté, le nombre d'articulation des machines est variable. Lorsque les liaisons des machines sont en série, il faut placer les mouvements de rotation et de translation les uns à la suite des autres. Certaines machines ne sont constituées que de rotation (au nombre supérieur à 5) comme les bras de robot, mais ces dispositions sont plutôt rares en fraisage. Les structures les plus répandues sont basées sur 5 articulations : 3 translations et 2 rotations. L'étendue des combinaisons permet une grande richesse de géométrie de machine. Bohez (Bohez, 2002a) a comparé les différentes structures de fraiseuse selon le nombre de rotations associé à la pièce et à l'outil en donnant les forces et faiblesses de chaque type de structure. Il a caractérisé l'espace de travail d'une machine et donné un critère de faisabilité d'une sphère complète en fonction de l'architecture de celle-ci et de l'amplitude de chaque axe.

Dans le cadre de ce travail de thèse, les essais expérimentaux sont conduits sur une machine à liaisons en séries de type *CBX\YZ* en citant les axes rencontrés depuis l'espace pièce vers l'outil. Les principales caractéristiques cinématiques de la machine d'usinage grande vitesse HSM 600U de l'entreprise GF-Agié Charmilles sont données dans le Tableau 1-1.

Axe	<i>X</i>	<i>Y</i>	<i>Z</i>	<i>B</i>	<i>C</i>
Amplitude	800 mm	600 mm	500 mm	-110° / +30°	n × 360°
Vitesse	40 m/min	40 m/min	40 m/min	150 tr/min	250 tr/min
Accélération	10 m/s <sup>2</sup>	10 m/s <sup>2</sup>	10 m/s <sup>2</sup>	2830°/s <sup>2</sup>	5730°/s <sup>2</sup>
Jerk	100 m/s <sup>3</sup>	100 m/s <sup>3</sup>	100 m/s <sup>3</sup>	50 000°/s <sup>3</sup>	100 000°/s <sup>3</sup>

Tableau 1-1. Caractéristiques cinématiques maximales d'une machine HSM 600U standard (source : GF-Agié Charmilles)

### 1.1.1.2. Erreurs de positions et cinématique

Lavernhe (Lavernhe, 2006) a réalisé une synthèse des défauts influents sur la qualité géométrique et la productivité. Il cite « les éléments spécifiques à l'usinage 5 axes UGV, c'est à dire les points liés :

- à la géométrie de la trajectoire : la gestion de la position de l'outil et celle de l'orientation de son axe, le format de description ;
- à l'architecture des machines 5 axes : la TGI (Transformation Géométrique Inverse), la multiplicité éventuelle de ses solutions, les points singuliers ;
- à l'exécution et à la réalisation des trajets : les performances associées au directeur de commande numérique (DCN) (temps de cycle et look ahead) et celles associées aux axes (performances cinématiques maximales) ;
- à l'enlèvement de matière : procédé de coupe spécifique. »

### Approches liées à la géométrie de l'architecture des machines 5 axes

L'ISO (Organisation Internationale de Normalisation) propose plusieurs normes à propos de la caractérisation des machines-outils à commande numérique. La norme (ISO 230, 2012) a pour objet de définir les méthodes de mesure d'exactitude et de répétabilité de positions des axes linéaires ou rotatifs de machine-outil à commande numérique par mesurage des axes individuellement. Ces méthodes ne permettent pas un travail simultané sur plusieurs axes. La norme (ISO 10791, 2001) a pour objectif de donner des méthodes d'essais et de contrôle de machines lors d'opération de réception, de maintenance ou de caractérisation. La norme (ISO 10791-6, 1998) (en projet de révision) intitulée « Précision des avances, vitesses et interpolations » propose en particulier :

- des essais caractérisant la vitesse d'avance axe par axe,
- des essais mettant en œuvre deux axes pour évaluer l'interpolation linéaire et circulaire,
- des essais mettant en œuvre trois axes (une rotation et deux translations) pour évaluer les erreurs commises lors d'un déplacement autour d'une sphère. Les déplacements sont proposés dans des plans parallèles aux axes de la machine.

Enfin, la norme sur la « Précision d'une pièce d'essai usinée » (ISO 10791-7, 1998) fournit le plan d'une pièce d'essai qui permet avec la même orientation de l'axe outil de contrôler les écarts d'usinage par rapport à la définition. Ces ensembles de norme permettent de caractériser séparément chaque axe de la machine-outil, et dans certains cas d'envisager une caractérisation de deux ou trois axes simultanément. Au-delà de trois axes simultanés, il n'y a pas de proposition de méthodes de mesure d'exactitude et de répétabilité de position ou de mesure de vitesse d'avance réelle du point piloté.

Bohez (Bohez, 2002b) a fait le constat que les erreurs géométriques introduites lors de l'usinage 5 axes sont plus élevées que les erreurs de répétabilité intrinsèques de la machine-outil. Bohez et al. (Bohez et al., 2007) identifient 39 composantes d'erreur indépendantes liées au positionnement des 5 ensembles mobiles de machine supposés indéformables. La difficulté évoquée par Bohez est d'identifier ces nombreuses composantes et de compenser l'orientation de l'outil puis sa position en tenant compte de la transformation géométrique inverse de la machine.

Deux moyens de mesure sont utilisés couramment pour identifier les erreurs géométriques. Les méthodes de mesure absolue par rapport à un observateur indépendant de la machine permettent d'identifier un maximum de composantes d'erreur. C'est le cas par exemple de Bohez et al. (Bohez et al., 2007) avec un interféromètre. Après avoir caractérisé la machine-outil et mis en œuvre une compensation des erreurs géométriques, une pièce composée de perçages dans différentes orientations montre l'intérêt de cette méthode.

La seconde famille de méthode de mesure est la mesure relative faite par un capteur situé entre l'espace pièce et la broche de la machine. Les mesures sont souvent faites avec un capteur très répandu dans cette communauté de chercheurs qui est le système ball-bar. Ce capteur est composé de deux rotules et d'une « barre » entre les deux rotules. Le capteur mesure la distance entre les deux rotules avec une résolution voisine de 0,1  $\mu\text{m}$ . Tsutsumi et al. (Tsutsumi et al., 2013) ont comparé plusieurs utilisations de ce capteur en regardant l'influence de l'orientation de la barre. Ils concluent que les différentes méthodes permettent d'obtenir plusieurs composantes d'erreurs géométriques mais que ces composantes d'erreurs sont fortement influencées par la précision de mesure de la position de la sphère fixée sur la table de la machine (mesurée par un autre moyen...).

Bringmann et Knapp (Bringmann and Knapp, 2006) identifient 14 paramètres géométriques avec un capteur de déplacement à quatre composantes qui mesure l'écart de position entre le centre d'une sphère de métrologie solidaire de la broche et la table de la machine (où est fixé le capteur). L'originalité de cette étude réside dans le fait d'utiliser une méthode de Monte Carlo qui permet d'avoir une connaissance des incertitudes associées à chaque erreur géométrique.

Enfin, Zhu et al. (Zhu et al., 2012) constatent que les corrections des erreurs de géométrie machine peuvent se faire à deux niveaux différents : soit en parallèle de la commande numérique et donc pendant l'usinage, soit par un logiciel spécifique entre le post-processeur et la commande numérique. Les propositions de correction pendant l'usinage sont rares du fait de la nécessité de dialogue avec des informations internes à la commande numérique.

### Approches plus larges

Plusieurs auteurs proposent des méthodes plus larges comme Prévost (Prévost, 2011) ou Beudaert (Beudaert, 2013) pour gagner en qualité d'exécution de trajectoire. Prévost dans son travail de thèse identifie :

- les écarts d'exécution liés au travail de l'interpolateur de la commande numérique (passage du programme FAO à la consigne de chaque axe) et les erreurs liées aux asservissements de chaque axe,
- les écarts de réalisation qui comprennent les écarts de structure avec les problèmes géométriques examinés plus haut mais également les aspects dynamiques de structure et les écarts d'interaction outil-pièce (non pris en compte dans son travail).

Les écarts d'exécution sont identifiés par l'analyse des informations de position extraites de la commande numérique. La position du programme FAO, la position de consigne sur chaque axe et la

---

position mesurée via les codeurs des axes sont ainsi comparées pour obtenir les écarts spécifiques générés par l'interpolateur et par les asservissements. Prévost définit ainsi « les erreurs de suivi expriment la différence entre la position mesurée sur la règle et sa consigne, et sont définies axe par axe en fonction du temps. Les écarts de contour, sont définis comme un écart normal entre la trajectoire de référence et la trajectoire exécutée. »

Pour les écarts de réalisation Prévost propose des mesures pour identifier les écarts de structure sous sollicitations quasi-statiques. Il n'a retenu que 14 composantes d'erreurs géométriques, jugeant que le comportement était suffisamment décrit. Les écarts de structures en sollicitation dynamique sont identifiés par des mesures accélérométriques de chaque élément cinématique de la machine et par une analyse modale basée sur une approche hybride mélangeant des modélisations de type masses concentrées, multi-corps solides rigides reliées par des liaisons souples, et éléments finis. Après avoir identifiés et caractérisés ces écarts, Prévost a modélisé le comportement de la boucle d'asservissement de chaque axe pour prédire les écarts d'asservissement.

Pour améliorer la qualité de la trajectoire générée, Prévost a développé une méthode de compensation des écarts de contour. Il constate qu'en donnant la trajectoire FAO à la machine, celle-ci génère une trajectoire effective décalée de l'erreur de contour. La méthode consiste donc à modifier la trajectoire initiale de l'écart de contour simulé pour viser une trajectoire effective proche de la trajectoire FAO. La simulation de l'écart de contour est alimentée par les consignes de position pour chaque axe enregistrées par la commande numérique (en exécutant la trajectoire) au cours du temps. En appliquant la modélisation des asservissements d'axe, l'historique des positions simulées est enregistré permettant ensuite de calculer les écarts de contour.

### **1.1.2. Problématiques autour de la trajectoire et de l'orientation de l'outil**

L'enlèvement de matière, lors de la fabrication d'une surface se décompose souvent en plusieurs étapes : ébauche, semi-finition, finition, puis éventuellement polissage... Chaque étape se caractérise par des objectifs spécifiques. Pour le travail de finition, les objectifs recherchés sont principalement :

- la qualité de la surface produite,
- le temps de réalisation.

Pour réussir ces objectifs, le travail de finition va s'appuyer sur une stratégie d'usinage qui comprend plusieurs aspects :

- un mode d'usinage,
- une trajectoire d'outil,
- une gestion de l'orientation de l'axe outil,
- une gestion des entrées et sorties d'outil.

Lasemi et al. (Lasemi et al., 2010) dans leur travail de synthèse de 131 articles (période de 1997 à 2008), constatent que la génération du programme de réalisation de surface complexe passe par deux étapes très souvent distinctes de la génération de trajectoire, puis du choix de l'orientation de l'axe de l'outil. Le choix de la trajectoire conduit à un problème couplé entre le temps d'usinage et la qualité de la surface produite. Le seul critère de l'augmentation de la qualité de la surface conduit à l'accroissement du temps de réalisation. Il faut donc trouver un compromis sur les deux aspects. Le choix de l'orientation d'outil se base sur les mêmes objectifs de temps et de qualité avec en plus la contrainte d'éviter les collisions et interférences.

Le travail sur une machine 5 axes permet une réflexion spécifique sur la position et l'orientation de la pièce à produire. La position de la pièce sur le plateau de la machine n'est pas sans conséquences cinématiques sur les axes machine en usinage 5 axes. Pessoles et al. (Pessoles et al., 2013) proposent alors de choisir l'orientation de la pièce à usiner dans l'espace de travail de la machine de manière à minimiser la distance totale parcourue par les axes de rotation. La position de la pièce est déterminée pour ne pas dépasser les courses de la machine d'une part et de minimiser la distance parcourue sur les axes de translation. Ces choix conduisent à un temps de réalisation de la pièce plus faible et à un meilleur respect de la vitesse d'avance programmée.

### **1.1.3. Problématiques autour des techniques de fraisage**

Il existe deux grandes familles de technique de coupe en usinage en fonction du type de travail de l'outil : le travail de forme et le travail d'enveloppe.

Dans le cas du travail de forme, la surface finie est générée par le mouvement d'avance (en translation et rotation éventuel) de l'outil dans une direction et par le profil de l'enveloppe de l'outil dans la direction perpendiculaire à l'avance. Ce type de travail est obtenu par les arêtes latérales de la fraise. Si le profil de l'enveloppe de l'outil ne comporte pas de discontinuité de tangence majeure (comme dans le cas de la génération de queue d'aronde ou de logement en T...), alors cette technique se caractérise par une vitesse de coupe constante ou quasi constante le long de l'arête de coupe. En usinage 5 axes, le travail de forme se réduit à la technique de travail en roulant avec des fraises cylindrique, conique ou tonneau.

Dans le cas du travail d'enveloppe, c'est l'emploi simultané des mouvements de coupe et d'avance qui définit la forme de la surface générée. Dans une telle technique la géométrie de l'enveloppe de l'outil n'a pas d'influence sur la forme par contre elle pourra influencer d'autres aspects comme l'état de surface. Ce type de travail est obtenu par l'arête en bout d'outil. Tous les points de l'arête de coupe considérée sont situés sur des rayons différents vis-à-vis du mouvement de coupe. La vitesse de coupe n'est donc jamais constante le long de l'arête de coupe. En usinage 5 axes, les outils les plus fréquents sont les fraises cylindrique, torique, hémisphérique ou boule.

#### **1.1.3.1. Fraisage en roulant**

Harik et al (Harik et al., 2012) ont réalisé une synthèse des travaux de recherche sur le travail en roulant de 1979 à 2011. Ils montrent que ces recherches (110 articles) se décomposent en trois thèmes.

La réduction des erreurs géométriques entre la surface générée et la surface théorique attendue par différents choix de posage de fraise par rapport à la surface théorique (56 articles). Ces erreurs peuvent être dues à des problèmes d'interférences (trop ou pas assez de matière enlevée) et d'état de surface.

L'adaptation des conditions opératoires (21 articles). Il s'agit là de remettre en cause le choix de l'unicité du posage au cours de l'usinage, des conditions de coupe, la géométrie de l'outil... en vue de maîtriser les efforts de coupe, la flexion de fraise, la cinématique de la machine et l'absence de collision.

Les travaux restants (28 articles) considèrent les aspects liés à l'usure des outils, la température des outils pendant l'usinage et la nature de la trajectoire de l'outil avec en particulier le type d'interpolation.

### 1.1.3.2. Usinage en bout avec les fraises toriques ou deux tailles

Les travaux de recherche liés aux techniques d'usinage en bout avec les fraises toriques ou deux tailles dans le domaine de l'usinage 5 axes peuvent se résumer autour de la maîtrise des interférences, de la hauteur de crête, des efforts.

#### Maîtrise des interférences

Dans le cas d'usinage de surface complexe avec des fraises toriques ou deux tailles et selon la façon de positionner et d'orienter l'outil sur la surface, des interférences peuvent avoir lieu. Plusieurs auteurs (Jun et al., 2003), (Du et al., 2012), distinguent trois sortes d'interférences. Elles peuvent être définies par :

- l'interférence locale lorsque le rayon de courbure de la surface finie dans le sens orthogonal à l'avance est plus petit que le diamètre effectif de la fraise qui est sensée le réaliser,
- l'interférence de talonnage lorsque l'enveloppe de la fraise touche la surface finie en deux zones dont l'une qui ne comprend pas le point générateur,
- l'interférence de type collision lorsque la fraise enlève de la matière sur la partie latérale de l'outil.

L'enjeu est donc de bien déterminer la position et l'orientation de l'outil le long de la trajectoire d'usinage pour maîtriser les interférences et éviter les collisions.

#### Maîtrise de la hauteur de crête

L'usinage en 5 axes à la fraise torique est particulièrement sensible à la génération de hauteur de crête variable sur des surfaces complexes. Une des raisons vient du fait que le profil générateur de la fraise (projection de l'enveloppe de la fraise torique sur un plan orthogonal au vecteur vitesse d'avance) évolue en fonction de l'orientation de la fraise comme illustré à la Figure 1-2.

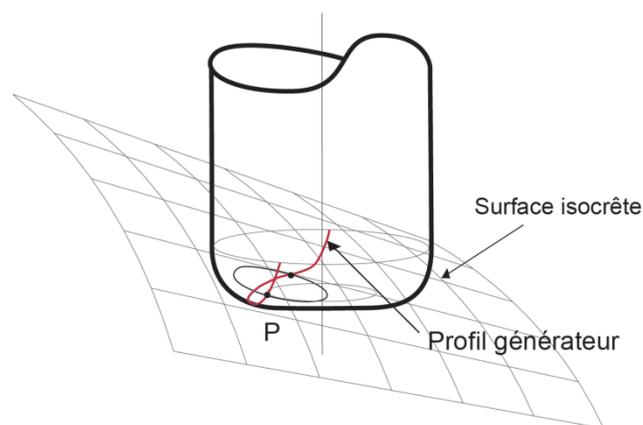


Figure 1-2. Profil générateur sur une fraise torique (Tournier, 2001)

De nombreux auteurs travaillent à proposer des trajectoires de fraise torique isocrête, le travail de thèse de Tournier (Tournier, 2001) le montre bien. Tournier et Lartigue (Tournier and Lartigue, 2008) montrent qu'une stratégie isocrête peut engendrer une trajectoire en boucles lorsque le rayon de courbure de la trajectoire est plus petit que le rayon de la fraise. Tournier et Lartigue proposent alors une stratégie d'usinage isocrête basée sur des plans parallèles. C'est l'orientation de l'axe outil qui permet de maîtriser la hauteur de crête constante le long de la trajectoire.

Senatore et al. (Senatore et al., 2013) constatant également des problèmes de trajectoire bouclée, proposent (en fraisage 3 axes) de partitionner la surface en plusieurs régions qui feront l'objet de trajectoires différentes mais toujours isocrêtes.

### **Maîtrise des efforts de coupe**

La fraise torique par sa relative grande dimension au regard des fraises boule ou hémisphérique génère des débits de copeau plus important. Les efforts de coupe sont également supérieurs ce qui peut provoquer une flexion d'outil importante et des vibrations néfastes pour la qualité de surface. Agson Gani et al. (Agson Gani et al., 1997) montrent l'influence de l'orientation de l'axe outil sur la morphologie des copeaux et le niveau d'effort de coupe. Gilles et al. (Gilles et al., 2013) proposent de construire une stratégie de finition où l'axe de la fraise est orienté pour faire talonner le devant de l'outil de manière à équilibrer l'effort de coupe transversal à l'avance. Cette technique stabilise fortement les vibrations d'usinage tout en garantissant un bon état de surface.

## **1.2. Cas particulier du fraisage avec les fraises à enveloppe sphérique**

Dans cette section est abordée une analyse bibliographique autour de l'utilisation des fraises à enveloppe sphérique dans la génération de surfaces complexes. Cette famille de fraise est composée des fraises hémisphériques et des fraises boules. Les thèmes abordés touchent aux problèmes géométriques de la coupe de cet outil, la mesure et la modélisation des efforts de coupe et leur exploitation, et en fin, l'analyse et la modélisation de la topologie de surface.

### **1.2.1. Problèmes géométriques relatif à la coupe**

Parmi les problématiques géométriques de la coupe en fraise à enveloppe sphérique il y a l'orientation de l'outil, l'estimation des diamètres effectifs et le calcul de l'épaisseur coupée.

#### **1.2.1.1. Définition du dépinçage de l'axe de la fraise**

Il y a plusieurs façons de définir l'orientation de l'axe de la fraise par rapport à la surface de la pièce à produire. La problématique est de pouvoir placer le repère de la broche par rapport à un repère local associé à la surface finie de la pièce. Un premier paramétrage consiste à utiliser les angles d'Euler pour effectuer cette transformation à la manière de Prat et al. (Prat et al., 2008). Cette définition théorique n'est pas implémentée dans les logiciels de FAO. De manière plus courante, il faut définir deux angles de rotation pour passer d'un repère à l'autre. La première méthode est de prendre les angles de dépinçage par l'angle de pivotement (yaw) et d'inclinaison (tilt) comme illustré par la Figure 1-3. Cette définition est très proche du paramétrage des angles d'Euler dans la mesure où l'angle d'inclinaison correspond à l'angle de nutation d'Euler. Par ailleurs, c'est un paramétrage très employé par les chercheurs travaillant avec des fraises toriques.

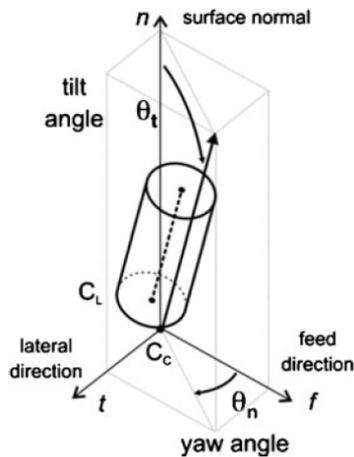


Figure 1-3. Angle de dépinçage : pivotement et inclinaison (Lavernhe et al., 2010)

La deuxième méthode, consiste à projeter l'axe de l'outil sur deux plans particuliers : le plan d'avance et le plan normal. Le plan d'avance est défini par le vecteur vitesse d'avance et le vecteur de la normale sortante de la surface finie. Le plan normal a pour vecteur normal le vecteur vitesse d'avance. Les angles de dépinçage sont alors définis entre la normale de la surface finie et la projection de l'axe de la fraise dans chacun des plans : dépinçage dans le plan d'avance (lead) et dépinçage dans le plan normal (tilt). Ce paramétrage est souvent employé (Rauch and Xu, 2010) par les utilisateurs de fraise à enveloppe sphérique.

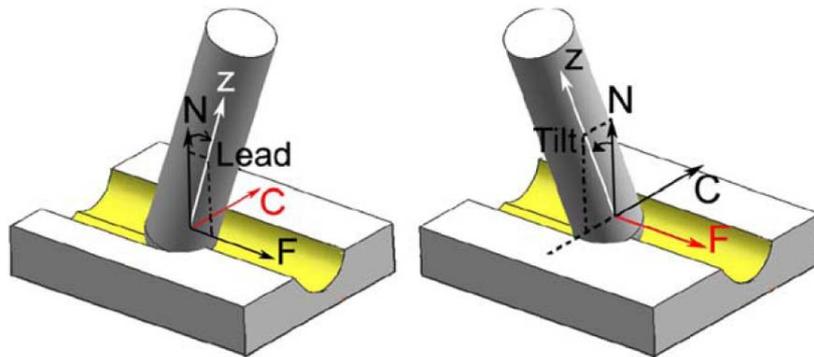


Figure 1-4. Angles de dépinçage : dans le plan d'avance et dans le plan normal (Ozturk et al., 2009)

Il y a équivalence entre ces deux définitions. La relation de passage entre ces deux paramétrages est donnée au début du chapitre trois. Chaque définition a ses limites. Lorsque l'axe de l'outil est confondu avec la normale de la surface finie, il y a une infinité de valeur pour l'angle de pivotement avec la première méthode. Dans le cas où l'axe de fraise est compris dans le plan ayant pour vecteur normal la normale à la surface finie alors il est difficile de définir les angles avec les projections de l'axe de la fraise sur les plans de la deuxième méthode.

#### 1.2.1.2. Estimation des diamètres effectifs

Peu d'auteurs précisent comment évaluer la vitesse de rotation de la broche en connaissant la vitesse de coupe souhaitée. Le calcul suppose de connaître le diamètre effectif du point de l'arête qui est analysé. La difficulté est de connaître les frontières de l'intersection entre la matière de la pièce et l'enveloppe sphérique de la fraise. C'est ce que propose Ozturk et Lazoglu (Ozturk and Lazoglu, 2006) dans le cas de l'usinage d'une surface complexe mais avec une fraiseuse 4 axes. Il existe

plusieurs approches différentes pour évaluer les diamètres effectifs : l'approche numérique et les approches analytiques.

### Approche numérique

Kim et al. (Kim et al., 2002) calculent les diamètres effectifs minimaux, maximaux et moyens par une approche numérique en recherchant l'ensemble des points de la matière de la pièce en intersection avec l'enveloppe de la fraise. La méthode est illustrée à la Figure 1-5. Si un point de la pièce est en intersection avec l'enveloppe de l'outil, alors il calcule la distance du point au centre de l'outil puis il recherche les diamètres maximal et minimal et calcule le diamètre moyen sur l'ensemble des points.

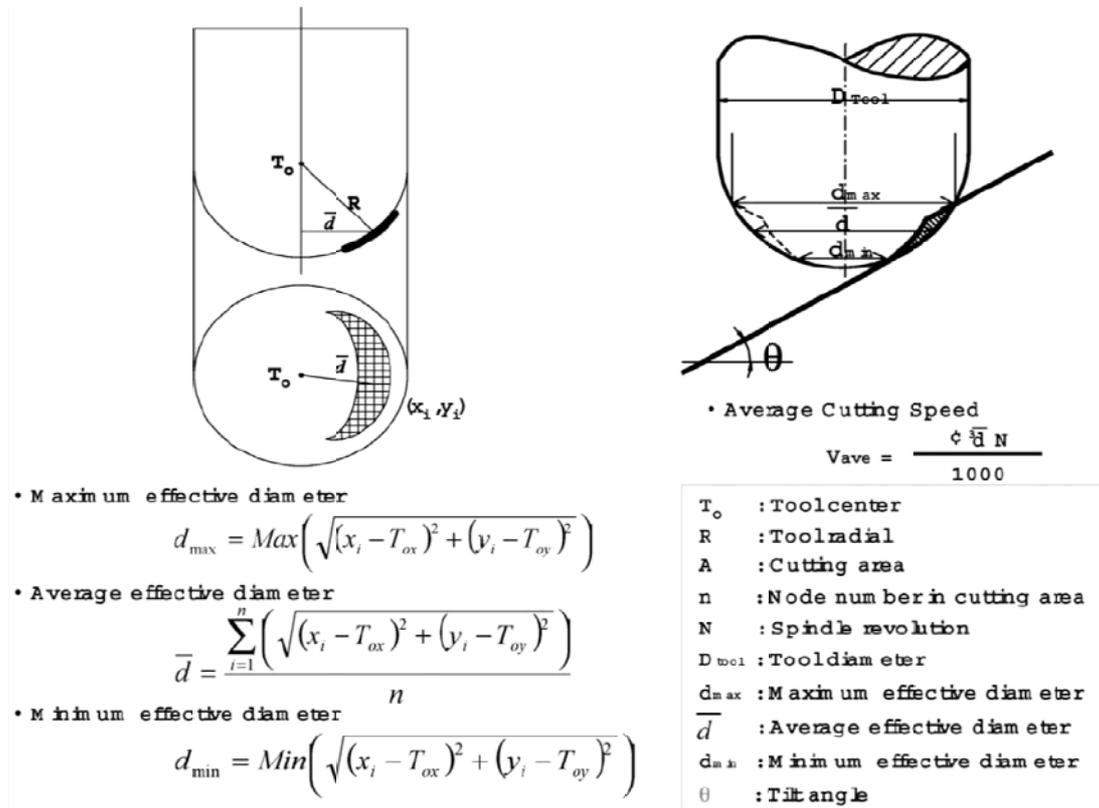


Figure 1-5. Calcul des diamètres effectifs (Kim et al., 2002)

### Approches analytiques

Il existe des formules analytiques donnant un diamètre effectif en fonction de l'un ou l'autre des angles de dépointage. Ces formules supposent que le diamètre minimum ou maximum recherché se trouve dans le plan d'observation comprenant l'axe de la fraise et la normale de la surface finie. C'est avec cette approche que Boujelbene et al. (Boujelbene et al., 2007) calculent les vitesses de coupe minimale et maximale de différentes configurations d'usinage et en regardent l'influence sur l'état de surface. Cao et al. (Cao et al., 2011) proposent un calcul analytique de rayon effectif fonction du rayon de courbure (Figure 1-6) de la surface au voisinage du point générateur dans le même plan d'observation que Boujelbene. Cao fait beaucoup de simplifications. Il ne tient pas compte de la profondeur de passe radiale et surtout, le rayon effectif calculé  $R'$  est pris perpendiculairement à la normale de la surface finie au lieu de l'axe de rotation de la fraise. Ces formules analytiques ont l'avantage d'avoir une expression relativement simple, par contre elles ne peuvent pas s'appliquer dans tous les cas. En effet, pour le cas général, les diamètres effectifs sont issus d'un problème géométrique à trois dimensions (Prat et al., 2012) qui tient compte de la géométrie de la surface (finie

et brute), l'ensemble des conditions de coupe avec les angles de dépinçage et la géométrie de la fraise. C'est un des éléments qui sera développé au troisième chapitre de ce mémoire.

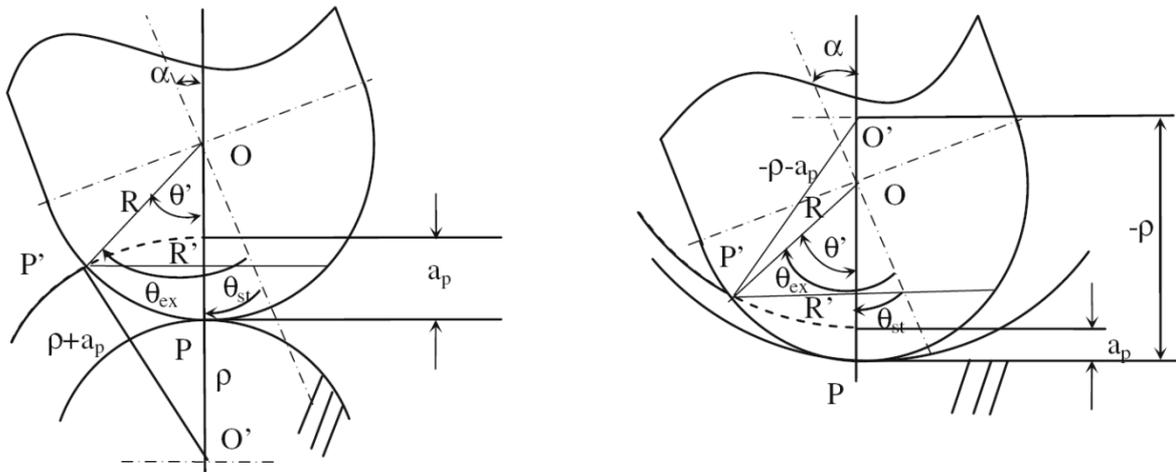


Figure 1-6. Rayon effectif  $R'$  en fonction du rayon de courbure  $\rho$  de la surface (Cao et al., 2011)

### 1.2.1.3. Calcul de l'épaisseur coupée

L'épaisseur coupée est l'épaisseur de matière qui est perçue par le point considéré d'une dent au cours de l'usinage avant d'être coupée par le procédé. Pour la calculer, il faut donc connaître les trajectoires successives des arêtes de l'outil. D'autre part la direction de mesure de cette épaisseur doit être précisée. Il y a donc plusieurs hypothèses géométriques à formuler pour déterminer l'épaisseur coupée :

1. la modélisation de l'arête de coupe,
2. la trajectoire de l'arête de coupe,
3. la direction de mesure de l'épaisseur,
4. la prise en compte du faux rond,
5. la limitation aux zones où les arêtes sont engagées dans la matière.

#### Première hypothèse : la modélisation de l'arête de coupe

Pour simplifier la modélisation de l'arête de coupe, certains auteurs comme Diciuc et al. (Diciuc et al., 2010) modélisent l'arête de coupe par un arc de cercle compris dans un plan passant par l'axe de la fraise. Pour être plus fidèle à l'affûtage des fraises industrielles, il faut introduire l'hélice de l'arête de coupe qui permet de définir un angle d'inclinaison ou d'obliquité d'arête. Peu d'auteurs confrontent leur modélisation à des mesures faites sur outil.

#### Deuxième hypothèse : la modélisation de la surface générée par l'arête de coupe

Dans le cas de l'usinage avec une fraise à enveloppe sphérique, il y a deux modélisations possibles de la surface générée par l'arête de coupe. Si la vitesse d'avance est considérée comme faible devant la vitesse de coupe alors la modélisation courante consiste à prendre une sphère. C'est une modélisation très utilisée par beaucoup d'auteurs comme Diciuc et al. (Diciuc et al., 2010), Klocke et al. (Klocke et al., 2011), Ozturk et Budak (Ozturk and Budak, 2007), Lee et Altintas (Lee and Altintas, 1996) ou encore Lamikiz et al. (Lamikiz et al., 2004).

La seconde modélisation de la surface générée par l'arête de coupe (modèle SGAC : Surface Générée par l'Arête de Coupe) est de revenir à sa définition. Il s'agit de tracer l'évolution de l'arête de coupe en fonction des deux mouvements fondamentaux : de coupe et d'avance. C'est ce que proposent Prat

et al. (Prat et al., 2008) ou Liang et Yao (Liang and Yao, 2011) pour calculer l'épaisseur coupée avec un mouvement d'avance linéaire. En effet ce type de modélisation suppose de connaître la nature du mouvement d'avance réalisé. Dans le cadre du calcul de l'épaisseur coupée des fraises à enveloppe sphérique, les modélisations analytiques existantes sont exclusivement faites dans le cas du mouvement d'avance linéaire. Le travail présenté dans ce mémoire prendra en compte deux types de mouvement d'avance : linéaire et circulaire.

### **Troisième hypothèse : la direction de mesure de l'épaisseur**

La troisième hypothèse concerne le choix de la direction de calcul de l'épaisseur. Selon la norme (ISO 3002-3, 1984) cette épaisseur doit être prise normale à la surface générée par l'arête de coupe comme le proposent également Liang et Yao (Liang and Yao, 2011) sur fraise hémisphérique ou Banerjee et al. (Banerjee et al., 2012) et Song et al. (Song et al., 2013) pour le cas des fraises deux tailles.

Pour limiter les calculs certains auteurs proposent de simplifier l'approche en ne retenant que le produit scalaire d'un vecteur avance (colinéaire avec la vitesse d'avance mais de norme  $f_z$ ) avec le vecteur normal au point de l'arête de coupe considérée. Cette modélisation revient à simplifier l'expression de l'épaisseur coupée par une fonction sinusoïdale de la position angulaire du point considéré de l'arête. C'est le choix par exemple de Klocke et al. (Klocke et al., 2011). Cette simplification permet d'estimer l'épaisseur coupée avec moins de ressources en calcul. Une autre approche simplificatrice proposée par Huang et al. (Huang et al., 2013) consiste à estimer une épaisseur coupée en décomposant son calcul en fonction de l'influence des deux angles de dépinçage. Cette approche semble donner, d'après l'auteur, une précision de calcul meilleure que celle du produit scalaire tout en consommant peu de temps de calcul.

### **Quatrième hypothèse : la prise en compte du faux rond**

Selon la qualité de la broche ainsi que de l'attachement de l'outil et de la fraise, un faux rond peut être mesuré. Ce faux rond peut être caractérisé par des composantes radiale et axiale. Dans le cas du fraisage en fraise à enveloppe sphérique, il n'existerait pas d'auteur ayant proposé une modélisation tenant compte de ces deux composantes. Fontaine et al. (Fontaine et al., 2006) justifient de négliger la composante axiale à cause du faible diamètre de ce type d'outil en comparaison aux fraises à surfacer par exemple.

Certains auteurs intègrent alors uniquement une composante de faux rond radial généralement modélisé par un rayon et un angle positionnant le centre géométrique de la fraise par rapport au centre de rotation de la broche. Ce faux rond radial est souvent d'un ordre de grandeur non négligeable devant l'épaisseur coupée elle-même en conditions de finition. Le faux rond est donc pris en compte dans les différentes approches géométriques comme Ko et Cho (Ko and Cho, 2005) avec l'hypothèse 1 basée sur une modélisation sphérique ou Liang et Yao (Liang and Yao, 2011) avec une modélisation plus élaborée.

### **Cinquième hypothèse : la limitation aux zones où les arêtes sont engagées dans la matière**

La première manière de gérer les frontières du copeau non déformé est de calculer le domaine de validité du calcul de l'épaisseur coupée. Le calcul de l'épaisseur coupée ne peut avoir de sens que s'il est réalisé pour un point de l'arête de coupe se trouvant dans la zone où la fraise coupe de la matière. Il existe deux approches (analytique et numérique) pour déterminer ce domaine de validité. L'approche numérique consiste à déterminer par opération booléenne pour chaque point d'un outil discrétisé si il est en contact avec la pièce. Erdim et Sullivan (Erdim and Sullivan, 2013) ont développé un outil informatique sur cette méthode s'appliquant à différents types d'outil.

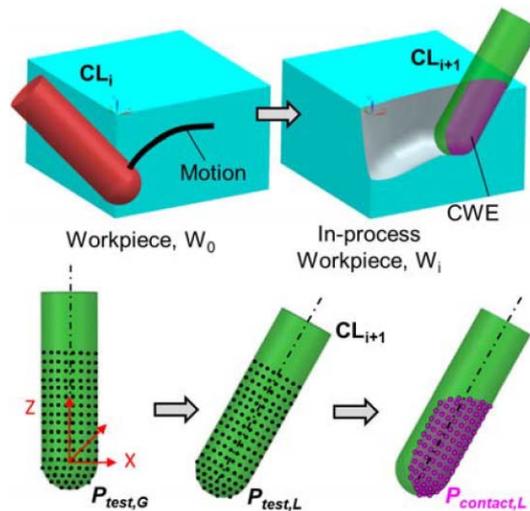


Figure 1-7. Zone de l'outil en contact avec la pièce (Erdim and Sullivan, 2013)

L'approche analytique consiste à modéliser chaque frontière de l'intersection entre l'outil et la pièce coupée par une courbe de l'espace. C'est ce que proposent Ozturk et Lazoglu (Ozturk and Lazoglu, 2006) dans le cas d'un dépinçage uniquement dans le plan d'avance. Klocke et al. (Klocke et al., 2011) donnent les équations des frontières en tenant compte des deux situations différentes lorsque la passe actuelle est à gauche de la précédente (cas  $C+$ ) ou non (cas  $C-$ ). Comme mentionné plus haut, les modélisations analytiques n'existent que pour un mouvement d'avance linéaire ce qui se traduit par une modélisation de la passe précédente par un cylindre. Tous les auteurs considèrent la passe précédente comme une surface parfaite, sans être altérée par la hauteur de crête entre les passages de dent consécutifs.

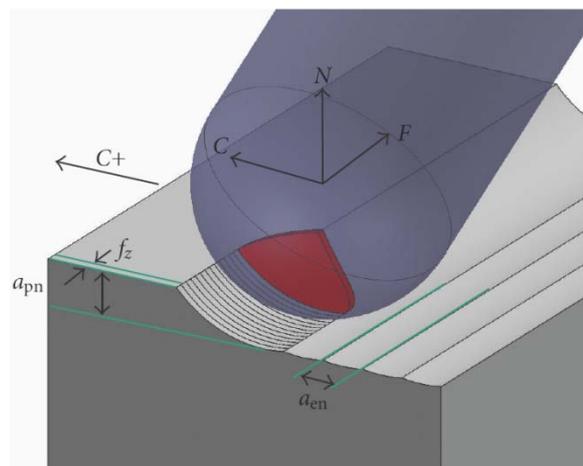


Figure 1-8. Frontières du contact entre la sphère outil et la pièce dans le cas  $C+$  (Klocke et al., 2011)

La deuxième manière de gérer les frontières du copeau non déformé est de calculer, au voisinage du domaine de validité, l'épaisseur coupée entre la surface générée par l'arête de coupe et l'une des surfaces frontières. Liang et Yao (Liang and Yao, 2011) livrent une modélisation de l'épaisseur coupée basée sur :

- hypothèse 1 : géométrie de l'arête de coupe avec un angle d'hélice,
- hypothèse 2 : modélisation basée sur la surface générée par l'arête de coupe avec un mouvement d'avance linéaire,
- hypothèse 3 : calcul selon la normale,
- hypothèse 4 : prise en compte d'un faux rond radial.

De plus leur modèle corrige deux erreurs couramment commises (Figure 1-9). Ces erreurs consistent à calculer l'épaisseur coupée jusqu'aux frontières déterminées précédemment sans se préoccuper de savoir si la surface générée par l'arête de coupe de la dent précédente est également à l'intérieur du domaine de validité. Liang et Yao mettent alors en place un calcul d'épaisseur coupée spécifique au voisinage de chacune des frontières.

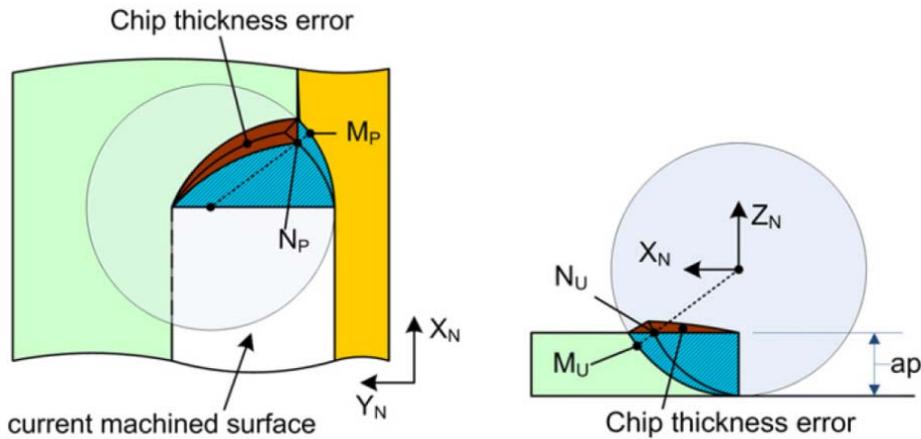


Figure 1-9. Erreurs de calcul avec les frontières de la passe précédente et de la surface brute (Liang and Yao, 2011)

### Comparaison des méthodes

Liang et Yao (Liang and Yao, 2011) comparent le volume de copeau non déformé calculé à partir de leur modélisation élaborée, d'un modèle sphérique de la surface générée par l'arête de coupe et des mesures faites sur un logiciel de CAO (Figure 1-10). Les auteurs ne précisent pas le diamètre de l'outil ni le nombre de dents de la fraise utilisé pour cette comparaison. Le constat de ce graphique est que l'écart de volume est de l'ordre de 1% entre les modèles pour les conditions de calcul envisagées par les auteurs.

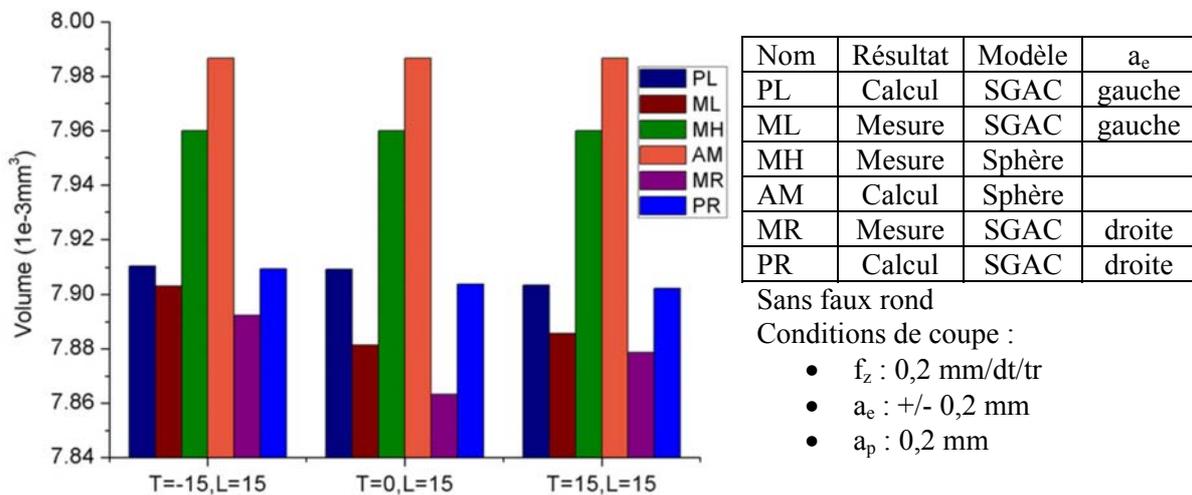


Figure 1-10. Influence de la modélisation (hypothèse 1) et des angles de dépinçage (T : Tilt et L : Lead) en degré sur le volume du copeau non déformé (Liang and Yao, 2011)

Une deuxième vague de comparaison est proposée par Liang et Yao. Leur souhait est de calculer les écarts de volume relatif du copeau non déformé en fonction des différentes modélisations jouant sur les hypothèses géométriques une, deux et quatre formulées plus haut. Les résultats proposés souffrent d'un manque de clarté sur les hypothèses géométriques de chacun des cas envisagés et des conditions de coupe envisagées. Les conclusions sont :

- très peu de différence entre les deux modélisations de l'hypothèse géométrique (sphérique et SGAC),

- le calcul de l'épaisseur coupée (hypothèse 2) basé sur la fonction sinusoïdale génère des erreurs entre 52 et 56% sur le volume du copeau non déformé,
- l'absence de gestion du calcul de l'épaisseur coupée au voisinage des frontières du copeau non déformé surestime le volume de copeau de 17 à 48%.

Ces résultats semblent quantitativement exagérés sauf si les modélisations utilisées cumulent plusieurs simplifications. L'étude de Song et al. (Song et al., 2013) dans le cas des fraises deux tailles montre également les écarts de calcul entre les modélisations. Song prend soin de calculer l'épaisseur coupée en fonction de chaque frontière et ses résultats montrent en effet un écart dû à la modélisation spécifique au voisinage de la frontière du copeau non déformé entre 1 et 2% de l'épaisseur coupée en finition.

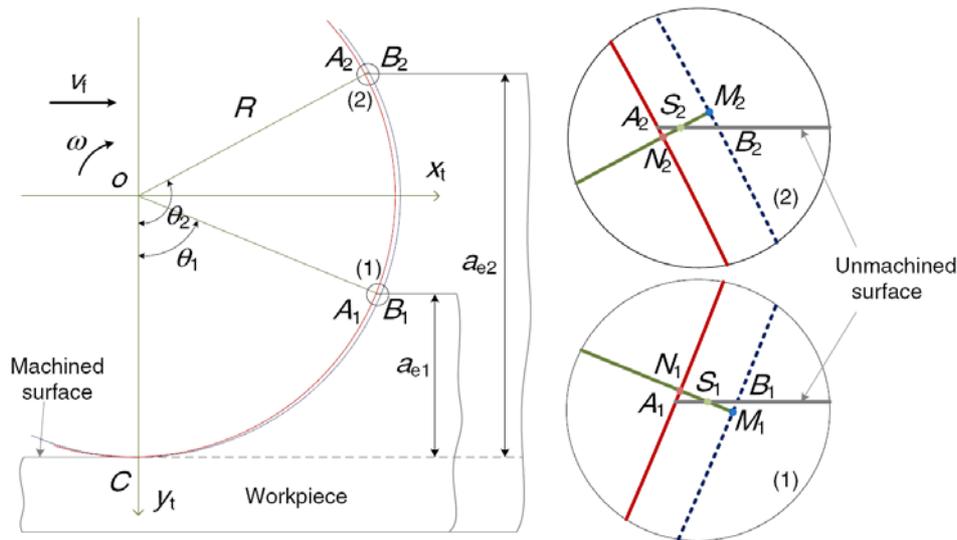


Figure 1-11. Calcul de l'épaisseur coupée pour une fraise deux tailles (Song et al., 2013)

## Conclusion

Il y a donc plusieurs modélisations possibles pour calculer l'épaisseur coupée. Plusieurs auteurs s'autorisent à simplifier ce calcul en raison d'objectif particulier comme par exemple le calcul des efforts de coupe. Le contexte de travail de la fraise (ébauche, semi-finition ou finition) est également un élément justifiant le degré de raffinement du calcul ou non. Enfin la trajectoire du mouvement d'avance est exclusivement linéaire dans les études concernant la fraise à enveloppe sphérique.

### 1.2.2. Mesure et modélisation des efforts de coupe

Les efforts de coupe sont importants pour la compréhension de l'usinage à différentes échelles d'observation. Le Tableau 1-2 donne quelques pistes sur les utilisations possibles de l'exploitation des efforts de coupe. La résultante des efforts de coupe est toujours la même quel que soit le repère d'observation, par contre, la répartition des composantes est différente pour chaque repère. L'usinage 5 axes impose de distinguer l'ensemble des repères de ce tableau alors qu'en fraiseage 3 axes la distinction devient parfois triviale.

Repère	Utilité
Machine	Sollicitation de la structure, les liaisons cinématiques
Pièce	Déformation pièce
Opérateur	En lien avec la surface, contraintes résiduelles
Broche	Adéquation avec le moteur de broche
Outil	Résistance de l'outil, couple de coupe
Arête	Caractériser la formation du copeau, l'usure, l'énergie spécifique

Tableau 1-2. Intérêt du repère pour la représentation des efforts de coupe

Deux approches complémentaires existent pour caractériser les efforts : la mesure et la simulation. Ces deux approches sont abordées ici à travers des travaux synthétisant les problématiques.

### 1.2.2.1. Mesure des efforts de coupe

Dans le cadre de l'usinage 5 axes avec une fraise à enveloppe sphérique, de nombreux auteurs ont travaillé à estimer les efforts, par contre ils sont peu à avoir expliqué leur méthodologie de mesure. La fraise à enveloppe sphérique est un outil orienté plutôt pour la finition de surface. Les utilisateurs recherchent alors à réduire le temps de réalisation de la surface en augmentant la qualité de celle-ci. Les diamètres effectifs sont souvent plus faibles que le diamètre de fraise (à défaut d'être égaux) et nécessitent une adaptation de la vitesse de broche. En conséquence, la vitesse de rotation tend à augmenter tout en maîtrisant le niveau d'effort. En terme de mesure, cela se traduit par une fréquence de passage des dents élevée et un niveau d'effort relativement faible (comparativement à l'ébauche).

#### Bande passante du capteur d'effort

La fréquence de passage des dents  $F_{dent}$  est fonction de la vitesse de rotation de la broche  $N$  et du nombre de dents  $Z$  de la fraise.

$$F_{dent} = \frac{N \times Z}{60} \quad (\text{Equ.1-1})$$

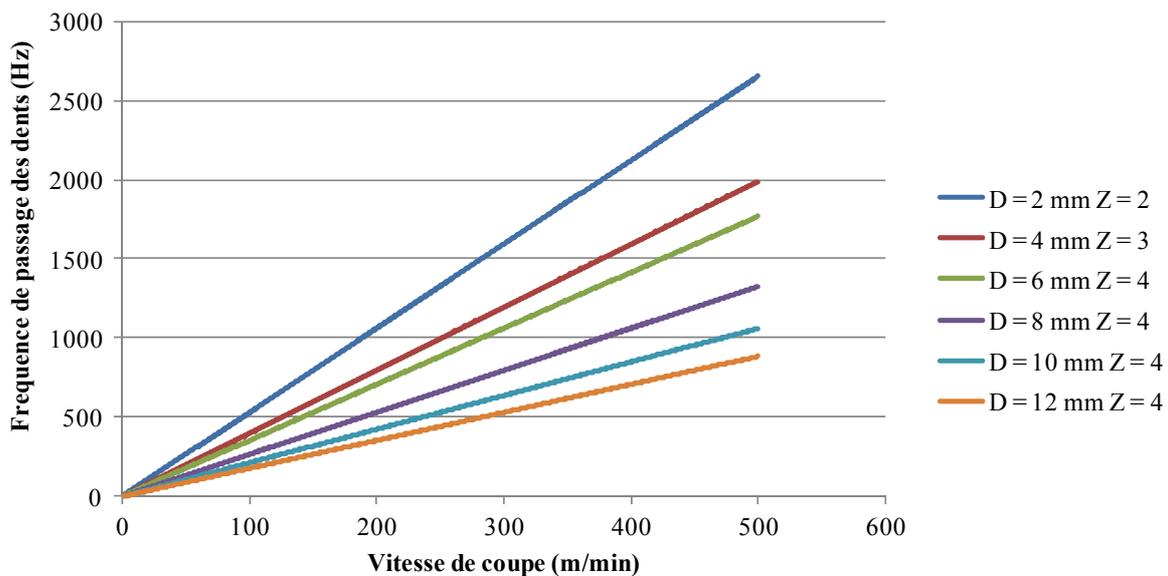


Figure 1-12. Evolution de la fréquence de passage des dents pour différents diamètres de fraise  $D$  et nombre de dents  $Z$

La Figure 1-12 montre les niveaux de fréquence de passage des dents en fonction du diamètre de fraise, du nombre de dents et de la vitesse de coupe. La fréquence de passage des dents est la fréquence fondamentale du signal d'effort qui pourra être enregistrée. Le contenu fréquentiel de la mesure d'effort est très vaste et comprend généralement plusieurs harmoniques de la fréquence de passage des dents. Or les capteurs d'effort sont caractérisés par une bande passante dont la fréquence haute est limitée par une fraction de la fréquence de résonance (Kistler recommande 1/3) du capteur dans sa configuration d'utilisation. Pour assurer un contenu fréquentiel d'une mesure d'effort, il faut donc que la fréquence de résonance soit le plus haut possible.

Le dynamomètre le plus répandu dans la communauté des usineurs est sans doute la platine Kistler 9257. Sans pièce montée dessus et bridé sur une table de machine-outil, sa fréquence de résonance est voisine de 2,3 kHz sur les axes *X* et *Y* et 3,5 kHz sur l'axe *Z*. La fréquence maximale de mesure de cette platine est alors de 766 Hz avec la recommandation Kistler. La Figure 1-12 indique alors pour cette fréquence une vitesse de coupe de 144 m/min pour un diamètre effectif de 2 mm ou 290 m/min pour un diamètre de 4 mm. Ces vitesses sont à diviser par deux si la fraise a 4 dents. Ces valeurs de vitesse de coupe sont courantes en fonction de la nature du matériau métallique usiné. L'ajout d'une pièce sur la platine tend encore à diminuer ces fréquences comme indiqué par la Figure 1-13.

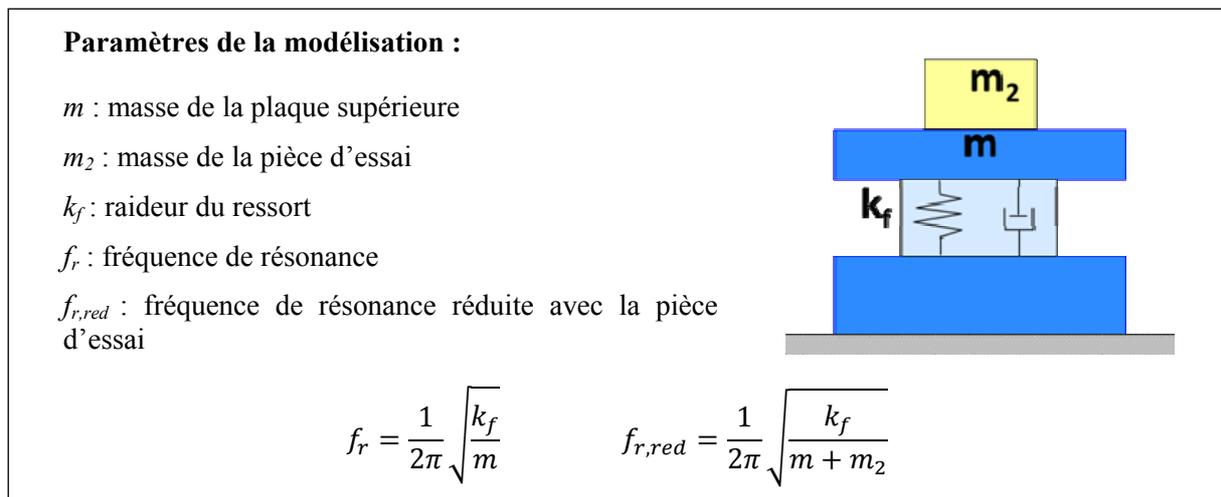


Figure 1-13. Influence de la masse ajoutée sur la fréquence de résonance (source : Kistler)

Lopez De Lacalle et al (Lopez De Lacalle et al., 2006) montrent les difficultés d'utiliser la platine Kistler 9255B qui serait adaptée à son utilisation au niveau de l'effort à mesurer et la taille de la pièce à usiner, mais dont la fréquence de résonance avec la pièce montée dessus avoisine les 1000 Hz. Or Lopez De Lacalle souhaiterait travailler avec une fraise hémisphérique de 4 dents jusqu'à 25 000 tr/min à cause des faibles diamètres effectifs soit une fréquence de passage des dents voisine de 1600 Hz. Cette contrainte fréquentielle impose à l'auteur de réduire la vitesse de rotation de la fraise pour pouvoir exploiter les mesures d'efforts. La deuxième piste évoquée par l'auteur est de changer de dynamomètre (Kistler 9256C1 avec une fréquence de résonance autour de 5 kHz) pour avoir une bande passante plus grande mais avec des efforts limités à 250 N et une pièce de petite dimension.

### Mesure de l'effort de coupe

L'effort de coupe est la composante d'effort colinéaire à la vitesse de coupe. Elle est accessible directement dans un repère lié à l'arête (Tableau 1-2). Or les dynamomètres existant ne permettent pas une mesure directe de cette composante d'effort. Une transformation est donc nécessaire pour passer du repère de mesure au repère de l'arête. Il y a deux types de dynamomètre : fixe, placé entre la pièce et la machine, ou rotatif, placé entre la fraise et l'attachement.

Azeem et Feng (Azeem and Feng, 2013) utilisent un dynamomètre rotatif (Kistler 9124A) pour mesurer les efforts de coupe. Ce capteur est caractérisé par une vitesse de rotation maximale de 5 000 tr/min, une fréquence de résonance voisine de 1 kHz et une capacité à délivrer les trois composantes d'efforts dans le repère outil et le couple de coupe. Azeem et Feng effectuent des mesures d'effort de fraise hémisphérique avec une vitesse de rotation de broche de 948 tr/min, une profondeur de passe axiale égale au rayon de fraise et radiale du tiers du rayon. Il en résulte un niveau

d'effort important, adapté avec la capacité du dynamomètre, et directement exploitable notamment pour le couple de coupe.

Une autre technique pour remonter à l'effort de coupe ou au moins au repère outil, est de mesurer les efforts via un dynamomètre fixe placé entre la pièce et la machine et en associant une mesure de position angulaire entre l'outil et la broche. L'utilisation d'un dynamomètre fixe est la méthode de mesure qui est la plus courante dans la communauté des usineurs. Par exemple, Ozturk et Budak (Ozturk and Budak, 2007) effectuent une comparaison des efforts simulés et mesurés dans le repère outil. Les mesures sont réalisées avec un dynamomètre fixe Kistler 9257. Or pour tracer les efforts dans le repère outil, il est indispensable d'associer une mesure de position angulaire entre l'outil et la broche. Sur ce sujet Ozturk et Budak ne précisent rien. Pour contourner cette difficulté, les auteurs de modèle d'effort préfèrent comparer les efforts simulés et mesurés dans un repère fixe lié à la pièce. C'est ce que décrivent Wei et al. (Wei et al., 2013), Matsumura et al. (Matsumura et al., 2013), Zeroudi et al. (Zeroudi et al., 2012), ou encore Cao et al. (Cao et al., 2012) pour les publications évoquant le sujet sur les années 2012 et 2013.

### Sensibilité du capteur aux faibles efforts

Lopez De Lacalle et al. (Lopez De Lacalle et al., 2006) évoquent d'autres particularités liées à la finition de surface en fraise boule : le niveau élevé de bruits par rapport au faible niveau d'efforts de coupe. D'après ces auteurs, les bruits mesurés sont issus de vibration d'éléments de machine-outil ou de bruits électriques. Concernant le faible niveau d'effort, il convient d'être attentif à la sensibilité du capteur.

#### 1.2.2.2. Modélisation des efforts par discrétisation des arêtes

Depuis 1990 (début supposé de la recherche en usinage 5 axes), près d'une centaine d'articles a été publié sur la modélisation des efforts de coupe avec une fraise hémisphérique. Ces modèles sont pratiquement tous basés sur une approche par discrétisation des arêtes. Cette modélisation n'est pas propre à ce type de fraise ni à cette technique de coupe (Campocasso, 2013). Le principe de cette modélisation (Figure 1-14) consiste à un instant donné, à partir d'un modèle géométrique d'un outil à décomposer chaque arête de coupe en segments élémentaires supposés indépendants les uns des autres. Sur chaque segment en prise avec la matière, un modèle de coupe est appliqué permettant d'obtenir des efforts locaux dans la base locale du segment d'arête. L'ensemble des efforts locaux de chaque arête de coupe est projeté dans un repère commun puis sommé.

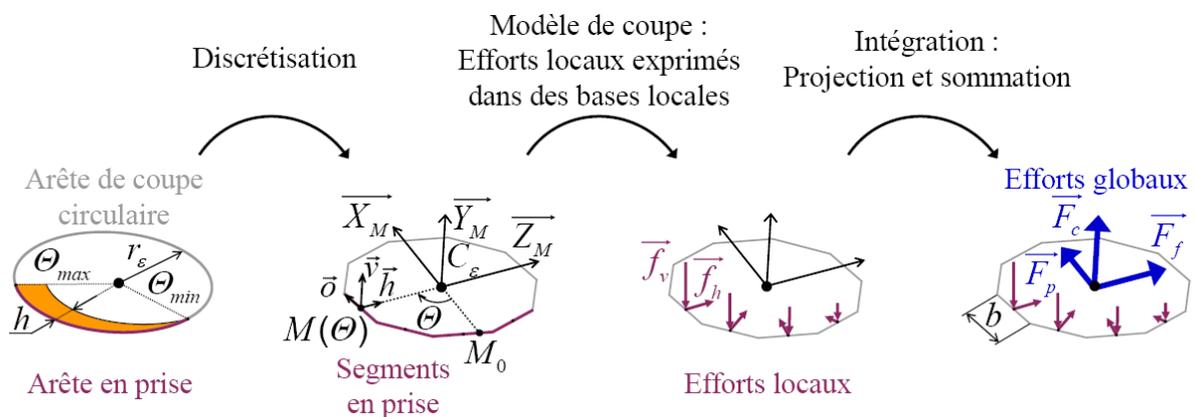


Figure 1-14. Etapes de la modélisation des efforts par discrétisation des arêtes (Campocasso, 2013)

Modèle	Choix de Lee et Altintas
Angle de dépinçage	Non pris en compte
Mouvement d'avance	Linéaire
Faux rond	Non pris en compte
Calcul de l'épaisseur coupée	Fonction sinusoïdale de la position angulaire du point considéré sur la sphère enveloppe de la fraise
Modèle de coupe	Il est exprimé dans un repère lié au point étudié : Composante $\underline{t}$ : tangentielle au mouvement de coupe Composante $\underline{r}$ : radiale à la sphère de l'enveloppe de l'outil Composante $\underline{a}$ : « axiale » à la fraise pour que le repère ( $\underline{t}$ , $\underline{r}$ , $\underline{a}$ ) soit orthonormé. Chaque composante d'effort est exprimée par : $dF_i = K_{ie} \times dS + K_{ic} \times t_n \times db$ avec $i = (t, r \text{ ou } a)$ avec : $K_{ie}$ comme coefficient d'arête (en N/mm) pour l'indice $i$ $dS$ est la longueur du segment d'arête considérée $K_{ic}$ sont les coefficients de cisaillement (en N/mm <sup>2</sup> ) pour l'indice $i$ $t_n$ est l'épaisseur coupée $db$ est la longueur de la projection du segment d'arête dans un plan perpendiculaire à la vitesse de coupe.
Identification du modèle de coupe	Essais de tournage en coupe orthogonale

Tableau 1-3. Choix de modélisation de Lee et Altintas (Lee and Altintas, 1996)

Les différences majeures entre les modélisations des efforts pour la fraise à enveloppe sphérique sont basées sur les approches géométriques de la fraise et du calcul de l'épaisseur coupée et sur un choix de modèle de coupe. L'étude de Lee et Altintas (Lee and Altintas, 1996) fait particulièrement référence dans l'ensemble des travaux sur ce thème et est citée plus de 160 fois. La modélisation de Lee et Altintas pourrait se résumer par le Tableau 1-3. Pas moins de 8 auteurs différents reprennent à leur compte cette proposition de modélisation : Engin (Engin and Altintas, 2001), Gradisek (Gradisek et al., 2004), Lamikiz (Lamikiz et al., 2004), Ozturk (Ozturk and Budak, 2007), Subrahmanyam (Subrahmanyam et al., 2010), Wei (Wei et al., 2011), Cao (Cao et al., 2013), Bolsunovsky (Bolsunovsky et al., 2013) et Tuysuz (Tuysuz et al., 2013) qui rajoute un effet d'indentation. Les différences portent souvent sur la manière d'identifier le modèle de coupe, de rajouter un faux rond à l'outil ou de changer le matériau d'application...

### Différentes approches géométriques

Dans la modélisation des efforts par discrétisation des arêtes, il y a la nécessité de décrire la situation de chaque segment à travers différents aspects : sa position, son orientation, l'épaisseur coupée, l'angle de coupe, l'angle de dépouille... Cette description est également fonction du type de modèle de coupe qui sera appliqué.

L'introduction d'un faux rond dans la modélisation des efforts de coupe en fraise à enveloppe sphérique semble remonté à 1994 avec la modélisation de Tai et Fuh (Tai and Fuh, 1994). Ce faux rond radial est modélisé par un rayon et un angle qui positionnent le centre géométrique de la fraise par rapport au centre de rotation de la broche. Depuis, plusieurs auteurs ont repris cette modélisation comme Zhu (Zhu et al., 2001), Azeem (Azeem et al., 2004), Fontaine (Fontaine et al., 2006), Wan (Wan et al., 2007) et Zeroudi (Zeroudi et al., 2012). Dans la plupart des cas, ce faux rond est déterminé par calcul via les essais d'identification de modèle de coupe. L'intérêt de procéder ainsi est de prendre en compte les effets d'inerties de masses non dynamiquement équilibrées. Par contre les paramètres de faux rond sont spécifiques à une configuration matériel (broche, attachement, fraise) et le moindre changement impose de reprendre le processus d'identification. Fontaine (Fontaine, 2004)

identifie le rayon du faux rond grâce à une mesure faite au comparateur et évoque la difficulté de mesurer l'angle d'orientation du centre géométrique de l'outil par rapport au centre de rotation de la broche.

L'épaisseur coupée est pratiquement toujours basée avec une modélisation de la surface générée par l'arête de coupe de type sphérique donnant lieu à une expression de l'épaisseur coupée, sur la base de fonction sinusoïdale. Outre la justification que la vitesse de coupe est souvent bien supérieure à la vitesse d'avance, c'est une modélisation qui est bien moins gourmande en ressource de calcul. Dongming et al. (Dongming et al., 2010) proposent une modélisation des efforts via un calcul de l'épaisseur coupée basée sur une SGAC discrétisée par des éléments triangulaires. L'épaisseur coupée est estimée par des tests successifs pour trouver la distance minimale entre le point considéré de la SGAC considérée avec celle de l'arête précédente.

Enfin quelques auteurs ont construit des modélisations d'effort de coupe plus large qui englobent la fraise hémisphérique et s'adaptent à d'autres géométries de fraises 2 tailles. Engin et Altintas (Engin and Altintas, 2001) puis Gradisek et al. (Gradisek et al., 2004) et enfin Wan et al. (Wan et al., 2007) proposent une modélisation couvrant la presque totalité des géométries de fraises à hélices. Ces trois approches sont basées sur la norme APT (ISO 4343, 1978) qui définit, entre autre, la géométrie des enveloppes de fraise. Fontaine (Fontaine, 2004) dans ses travaux de thèse propose un modèle géométrique adapté aux fraises cylindrique, rayonné ou hémisphérique.

### **Différentes approches mécaniques**

Pour évaluer les efforts de coupe locaux, les modélisations ont besoin d'un modèle d'effort fonctionnant dans un contexte de calcul particulier. Deux familles de modèle existent : les modèles thermomécaniques et les modèles mécanistes.

#### ***Modèles thermomécaniques***

Fontaine et al. (Fontaine et al., 2007b), (Fontaine et al., 2007a) sont les premiers à proposer un modèle thermomécanique appliqué à la fraise hémisphérique. Il s'appuie sur une modélisation analytique de la coupe oblique établie par Moufki et al. (Moufki et al., 2004). Les hypothèses de ce modèle reposent sur le fait que la déformation plastique se concentre principalement dans une bande localisée dans la zone de cisaillement primaire, les conditions de frottement sont précisées dans la zone de cisaillement secondaire. Le copeau est continu, l'écoulement de la matière est donc unidimensionnel et stationnaire. Le cisaillement est adiabatique et la loi de comportement du matériau est modélisée par une loi de Johnson-Cook. Fontaine a adapté ce modèle notamment en simplifiant les conditions de frottement à l'interface outil-copeau. Les différents essais instrumentés de coupe réalisés par les auteurs montrent une bonne prédiction de l'outil de simulation avec des temps de calcul très raisonnables (Fontaine et al., 2007b).

Une autre approche thermomécanique est construite par Soo et al. (Soo et al., 2010). Ils ont bâti une modélisation des efforts sur une approche de calcul lagrangienne par éléments finis. Le matériau de la pièce a été modélisé par un comportement thermo-élasto-plastique avec écrouissage isotrope. La loi de comportement du matériau de la pièce a été obtenue à partir d'essais de compression uniaxiale à différentes vitesses de déformation et de températures. Le temps de calcul de la simulation est de 167 heures pour un tour de fraise. L'intérêt de cette approche est de donner accès au champ de température de la pièce et du copeau ce que ne permettent pas les approches mécanistes.

#### ***Modèles mécanistes***

Ce sont les modèles les plus employés. Ces modèles ont pour objectif de rendre compte du comportement mécanique de la coupe en fonction des conditions de coupe et de la géométrie du

---

segment étudié, sans nécessairement s'appuyer sur des lois physiques. Il s'agit le plus souvent d'expressions mathématiques donnant les composantes des efforts de coupe fonction de divers éléments comme : l'épaisseur coupée, la taille du segment étudié, l'obliquité d'arête, l'angle de coupe, la position du segment sur l'arête...

Les composantes des modèles d'effort vont s'exprimer différemment selon l'orientation de l'arête par rapport à la vitesse de coupe. Lorsque l'arête est perpendiculaire au vecteur vitesse, alors la coupe est dite orthogonale et les efforts sont modélisés par deux composantes (direction du vecteur vitesse et direction orthogonale au plan vecteur vitesse – arête), (Azeem et al., 2004), (Bolsunovsky et al., 2013), (Kim et al., 2000) et (Zhu et al., 2001). Lorsque l'arête n'est pas perpendiculaire au vecteur vitesse il existe alors un angle d'obliquité d'arête  $\lambda_s$  non nul, et la coupe est dite oblique. Dans ce dernier cas il y a alors trois composantes d'effort exprimées. La base locale de l'expression des composantes d'efforts est pratiquement toujours le repère  $(\underline{t}, \underline{r}, \underline{a})$  utilisé par Lee et Altintas (Tableau 1-3).

Les modèles les plus simples ne tiennent compte que de l'épaisseur coupée  $h$  et de la longueur  $b$  de la projection du segment d'arête dans un plan perpendiculaire à la vitesse de coupe, (Lazoglu and Liang, 2000), (Bouzakis et al., 2003), (Wan et al., 2007), (Dongming et al., 2010) et (Zhang, 2011).

D'autres auteurs intègrent en plus une variable de position du segment le long de l'arête de coupe. Cette variable permet de rendre compte mathématiquement de variations d'efforts en fonction de la zone de l'arête en prise avec la matière, (Kim et al., 2000), (Lamikiz et al., 2004) et (Azeem and Feng, 2013).

Enfin des modèles plus raffinés ajoutent l'angle de coupe normal en main ou en travail (Yang and Park, 1991), (Yucesan and Altintas, 1996), (Sadeghi et al., 2003) et (Liu et al., 2005).

### **1.2.3. Exploitation des efforts de coupe simulés**

Les efforts de coupe simulés en fraise à enveloppe sphérique peuvent servir à plusieurs niveaux comme indiqué au Tableau 1-2. Parmi ces différents points de vue, trois ressortent particulièrement : l'estimation de la flexion de fraise, la stabilité de la coupe et le calcul des contraintes résiduelles.

#### **1.2.3.1. Flexion de fraise**

Les efforts de coupe entre la fraise et la pièce provoquent une flexion de fraise si le comportement élastique du matériau de cette dernière est considéré. Plusieurs auteurs proposent de modéliser le comportement en flexion de la fraise par une poutre cylindrique encastree dans l'attachement. Sim et Yang (Sim and Yang, 1993) se sont basés sur la modélisation des efforts de coupe (Yang and Park, 1991) avec une modélisation de la flexion de fraise simple issue de la Résistance Des Matériaux (RDM). Ils constatent que la flexion de fraise modifie la position de l'arête de coupe par rapport à la surface de la pièce et donc l'épaisseur coupée instantanée. Or le changement d'épaisseur coupée modifie les efforts de coupe et donc la flexion de fraise... Un algorithme de résolution en condition statique est proposé en linéarisant le comportement autour de la position du tour précédent pour trouver la nouvelle valeur de l'épaisseur coupée tenant compte de la flexion d'outil.

Lopez De Lacalle et al. (Lopez De Lacalle et al., 2004) comparent les épaisseurs de matière laissées sur une pièce usinée du à la flexion de fraise et les résultats d'une modélisation de flexion de fraise (par approche de la RDM) alimentés par une modélisation des efforts de coupe établie par Lamikiz (Lamikiz et al., 2004). Pour simplifier les calculs, Lopez De Lacalle ne considère pas le couplage entre la flexion de fraise et l'épaisseur coupée. Il constate que sa modélisation souffre de beaucoup d'imprécisions (les coefficients du modèle de coupe, module d'Young...) mais que cela donne des résultats qualitatifs intéressants.

De manière semblable, Smaoui et al. (Smaoui et al., 2011) estiment la flexion d'outil via un modèle de flexion de fraise (approche RDM validée par un calcul éléments finis et essai sur fraise). Par une approche mécaniste, la modélisation des efforts de coupe est basée sur un modèle mathématique multiplicatif fonction de l'épaisseur coupée (fonction sinusoïdale) et de la largeur d'arête dans la direction de l'axe de fraise. Les auteurs prennent en compte la position d'équilibre statique entre la flexion de fraise et le calcul de l'épaisseur coupée. Ils constatent que la trajectoire simulée de la fraise est différente de celle initialement prévue. L'évolution future des travaux consistera à proposer une trajectoire d'usinage corrigée de l'estimation de la flexion de fraise pour minimiser les défauts géométriques sur la pièce.

### 1.2.3.2. Stabilité de la coupe

Lorsqu'il est constaté (comme au paragraphe précédent) un manque de rigidité dans l'un des éléments de la chaîne entre la fraise, l'attachement, la machine, le montage d'usinage et la pièce, alors la position relative de l'arête de coupe par rapport à la surface à couper est soumise à deux phénomènes. Le mouvement de coupe engage l'arête de coupe dans la matière à couper. L'opération de coupe génère un effort qui du fait du manque de rigidité tend à éloigner l'arête de la surface. L'étude de la stabilité de la coupe consiste donc à connaître les conditions de coupe pour lesquelles la formation du copeau est stable dans le temps ou non. Deux situations se retrouvent dans la littérature : le cas de l'outil flexible ou le cas de la pièce flexible.

#### Cas de l'outil flexible

Ci-dessus a été évoquée la flexion de fraise avec une coupe stable. La fraise étant considérée avec une certaine souplesse, la stabilité de la coupe n'est pas toujours acquise. L'étude de la stabilité de la coupe passe par la résolution de l'équation différentielle issue du principe fondamental de la dynamique appliqué à la fraise. Une des données d'entrée de cette équation est précisément l'effort de coupe de la pièce sur la fraise qui est dépendant du temps (ne serait-ce que par le mouvement de coupe de la fraise). L'ensemble des auteurs travaillant sur le sujet utilise une modélisation des efforts de coupe basée sur une approche mécaniste avec un modèle de coupe très simple. Tlusty et al. (Tlusty et al., 1991) proposent une formule, en fraisage 3 axes, donnant la profondeur de passe axiale limite  $a_{p\ limite}$  à partir de laquelle l'instabilité de coupe peut apparaître :

$$a_{p\ limite} = \frac{-1}{2 \times Z_c \times K_c \times \text{Min} \left[ \text{Re} \left[ G[i \times \omega] \right] \right]} \quad (\text{Equ.1-2})$$

La fonction  $G[i \times \omega]$  est la fonction de transfert issue du rapport de l'accélération mesurée sur la fraise par la force exercée par un marteau en mm/N,  $Z_c$  est le nombre de dents en coupe de la fraise et  $K_c$  l'effort spécifique de coupe en N/mm<sup>2</sup>. Au-delà de cette profondeur de passe axiale, il est nécessaire de résoudre l'équation différentielle issue du principe fondamental de la dynamique. Plusieurs méthodes existent pour la résoudre : la méthode analytique, la méthode de semi-discrétisation et la méthode temporelle.

Altintas et Budak (Altintas and Budak, 1995) en fraisage 3 axes ou Oztuk et Budak (Ozturk and Budak, 2010) en usinage 5 axes proposent de résoudre ce problème par une méthode analytique. Cette méthode est basée sur la décomposition en série de Fourier des efforts de coupe simulés (qui sont fonction du temps). Suivant le nombre de termes de la décomposition en série de Fourier pris en compte, la résolution informatique de l'équation différentielle est rapide et rend pertinents ses résultats.

Gradisek, après avoir construit une modélisation des efforts de coupe généralisée à l'ensemble des fraises monoblocs (Gradisek et al., 2004), s'est intéressé à la stabilité de la coupe des fraises par la méthode de semi-discrétisation (Gradisek et al., 2005). Cette méthode consiste à résoudre l'équation différentielle en discrétisant le temps sur la base d'un sous-multiple de la période de passage des dents et en approximant le coefficient de coupe (il devient constant sur un pas de temps). Cette méthode a permis de montrer les limites de la méthode analytique avec le seul premier terme de la décomposition de Fourier (mono-fréquence). En finition la méthode de semi-discrétisation permet de construire des lobes de stabilité beaucoup plus pertinents que la méthode analytique mono-fréquence.

La méthode temporelle a été utilisée très tôt pour résoudre l'équation différentielle du principe fondamental de la dynamique avec un inconvénient majeur : elle est consommatrice de temps de calcul. Altintas et Lee (Altintas and Lee, 1996) dans le cas d'un usinage 3 axes ou Ozturk et Budak (Ozturk and Budak, 2010) en usinage 5 axes dans une deuxième partie d'article estiment la stabilité de coupe par cette approche. Ces derniers précisent que la résolution de l'équation différentielle est assurée par une méthode de Runge-Kutta pour trouver à chaque pas de temps la position de la fraise vis-à-vis de la surface à couper.

Ozturk et Budak (Ozturk and Budak, 2010) semblent être les premiers à étudier la stabilité de la coupe en usinage 5 axes via leur outil de simulation avec la méthode analytique multifréquence ou temporelle. Leur étude s'appuie sur une fraise de diamètre 16 mm (sans plus de précision) et une distance entre passes de 2 mm. La deuxième passe est définie à droite de la première dans le sens de l'avance. La vitesse de rotation et l'avance par dent ne sont pas données. Les auteurs font varier les angles de dépinçage (tilt et lead) et montrent que les angles modifient significativement la profondeur de passe limite entre le domaine stable et le domaine instable. D'après la Figure 1-15, les angles de dépinçage ne font que renforcer la stabilité de coupe. La profondeur de passe limite sans dépinçage est voisine de 2 mm par valeur inférieure (essai et simulation) alors qu'elle peut monter entre 4 et 5 mm pour un angle de dépinçage dans le plan normal à l'avance positif. Une explication possible non évoquée par Ozturk et Budak est que la stabilité de coupe serait améliorée en évitant que le point à vitesse de coupe nulle de l'outil ne soit au contact de la matière. La direction variable des efforts de coupe a de toute évidence une influence sur la stabilité.

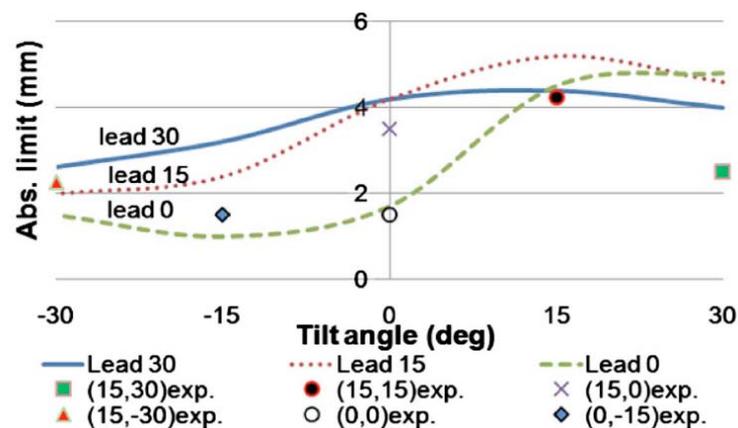


Figure 1-15. Influence du dépinçage sur la stabilité de coupe caractérisée par la profondeur de passe limite (Ozturk and Budak, 2010)

### Cas de la pièce flexible

Les études de la stabilité de la coupe d'une pièce flexible sont arrivées après le cas de l'outil flexible. Elles ont donc bénéficié du recul des études précédentes. Cela étant, la géométrie d'une pièce flexible

est plus compliquée à prendre en compte dans la mesure où sa masse et sa rigidité évoluent avec l'usinage. Corduan dans ses travaux de thèse (Corduan, 2006) a travaillé sur la finition en fraise hémisphérique d'une aube en alliage de titane située dans la partie compresseur haute pression d'un turboréacteur. Corduan et al. (Corduan et al., 2006) ont estimé les lobes de stabilité en résolvant l'équation différentielle du principe fondamental de la dynamique appliqué à la pièce via une approche temporelle. Une modélisation des efforts de coupe par une approche mécaniste a été faite. Pour un pas de temps donné, un effort de coupe alimente la résolution de l'équation différentielle par un schéma de Newmark. Le résultat est le déplacement vibratoire de la pièce. Connaissant le mouvement de coupe, une nouvelle condition d'interaction outil-pièce est trouvée permettant de calculer un effort de coupe pour le pas de temps suivant.

Plus largement que les cas présentés, la réalité d'une situation d'usinage montre que toutes les pièces n'ont pas une rigidité infinie. Eksioglu et al. (Eksioglu et al., 2012) étudient la situation où la pièce et l'outil sont flexibles. La description de la géométrie de fraise et de la modélisation des efforts de coupe se fondent sur le travail de (Engin and Altintas, 2001) en introduisant en plus un faux rond à l'outil. La stabilité de coupe est prédite par une méthode semi-discrétisation étendue.

### 1.2.3.3. Contraintes résiduelles sur la surface usinée

Guillemot dans sa thèse (Guillemot, 2010) a estimé les contraintes résiduelles issues d'une opération de finition à la fraise hémisphérique sur un acier. Son approche suit la méthode établie par Valiorgue (Valiorgue, 2008). Pour cela Guillemot a construit une modélisation des efforts de coupe (Tableau 1-4) sur une simplification du modèle de Lee et Altintas (Lee and Altintas, 1996) en faisant l'approximation  $dS = db$ . Cette modélisation des efforts de coupe alimente une estimation du chargement mécanique que la fraise applique sur la surface finie. Par ailleurs, Guillemot a réalisé des mesures de température par caméra de la pièce au voisinage de la surface finie pendant l'usinage. Les mesures de température permettent une estimation du flux de chaleur qui est générée par la coupe et transmise à la pièce via la surface finie. Les contraintes résiduelles sont simulées par une approche thermomécanique par calcul en éléments finis en deux dimensions en appliquant successivement un chargement mécanique et thermique représentant chaque passage d'arête de coupe. Cette étude a montré la faisabilité de la méthode. Cependant, certaines simplifications (simulation 2D au lieu de 3D) ou plusieurs paramètres techniques sont à affiner pour que l'estimation des contraintes résiduelles soit un outil prédictif.

Modèle	Choix de Guillemot
Angle de dépinçage	Pris en compte
Mouvement d'avance	Linéaire
Faux rond	Non pris en compte
Calcul de l'épaisseur coupée	Fonction sinusoïdale de la position angulaire du point considéré sur la sphère enveloppe de la fraise
Modèle de coupe	Il est exprimé dans un repère $(t, r, a)$ . Chaque composante d'effort est exprimée par : $dF_i = K_{ie} \times db + K_{ic} \times t_n \times db$ avec $i = (t, r \text{ ou } a)$
Identification du modèle de coupe	Essais de tournage en coupe orthogonale

Tableau 1-4. Choix de modélisation de Guillemot (Guillemot, 2010)

### 1.2.4. Analyse et modélisation de la topologie de surface

Les fraises à enveloppe sphérique sont des outils employés majoritairement en finition de surface. Une des attentes des utilisateurs de surfaces finies est la qualité de l'état de surface de celle-ci. Cette qualité peut s'exprimer par des critères d'état de surface de métrologie mais également par la description de la

topologie de la surface elle-même. Beaucoup d'études évoquent la qualité de surface, quelques unes d'entre elles vont être citées pour montrer les paramètres influents.

#### 1.2.4.1. Influence de la trajectoire

Tournier (Tournier, 2001) dans ses travaux de thèse a œuvré pour proposer des trajectoires d'usinage en 3 et 5 axes à hauteur de crête constante pour la fraise torique et la fraise hémisphérique. En particulier, il aborde un problème spécifique à l'interpolation linéaire lié à la position des points de l'interpolation entre deux passes consécutives. Lorsque les points ne sont pas synchronisés (Figure 1-16), alors les sillons laissés par les passes ne sont pas identiques, provoquant des hauteurs de crête non régulières. Pour résoudre cet aspect, Tournier recommande de synchroniser les points du parcours de chaque passe en étant attentif à mettre une densité de points suffisante pour éviter de créer une surface avec des facettes.

Quinsat (Quinsat, 2004) dans sa thèse montre l'influence de la direction d'usinage sur l'état de surface en interpolation linéaire de surface complexe en fraise hémisphérique sur machine 3 axes. Parmi les critères d'état de surface, il calcule la hauteur maximale des saillies de la surface  $S_z$  par une modélisation géométrique des passages d'outil assimilées à des calottes sphériques régulièrement espacées sur la surface complexe finie. Pour améliorer la qualité des surfaces produites, il propose de regarder le critère d'état de surface  $S_z$  comme une fonction de la direction d'usinage et cherche alors la direction qui minimise ce critère.

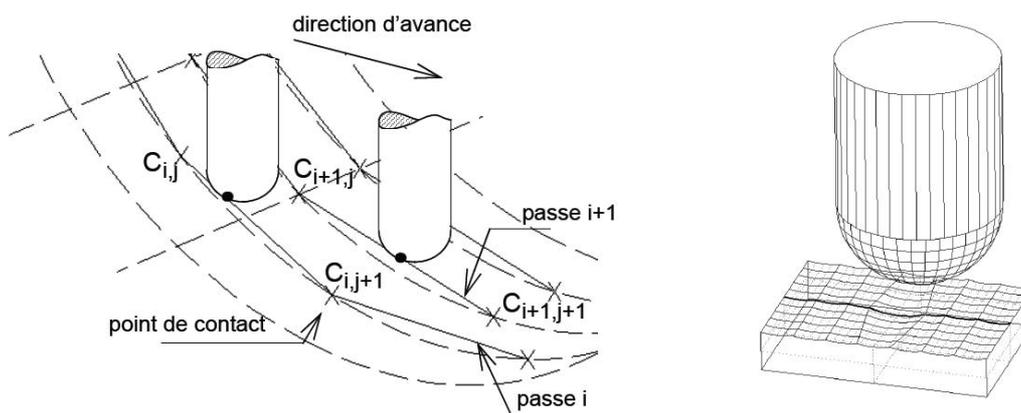


Figure 1-16. Passes désynchronisées (Tournier, 2001)

#### 1.2.4.2. Influence des conditions de coupe

By Chen et al. (By Chen et al., 2005) ont étudié l'influence de la distance entre passes et de l'avance par dent sur la hauteur de crête dans le sens de l'avance et dans le sens perpendiculaire. Leur objectif est de choisir l'avance et la distance entre passes de manière à ce que les hauteurs de crête longitudinale et transversale à l'avance soient égales. Pour cela ils utilisent une modélisation donnant la topologie de la surface usinée en fonction du rayon de la fraise  $r$ , l'avance par dent, la distance entre passes  $P$  et l'inclinaison de la fraise. Ils aboutissent à l'expression de l'avance optimale  $f_{z\ opt}$  :

$$f_{z\ opt} \approx \frac{1}{3} \times \frac{P^{0,66}}{r^{0,13}} \quad (\text{Equ.1-3})$$

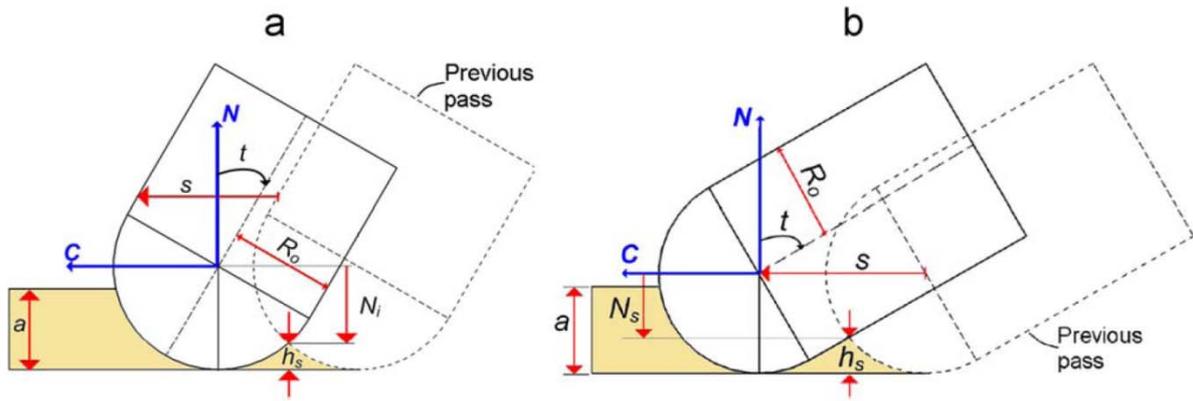


Figure 1-17. Hauteur de crête pour deux situations de distance entre passes et inclinaison de fraise hémisphérique (Ozturk et al., 2009)

Le calcul de la hauteur de crête latérale peut être différent entre la fraise boule et la fraise hémisphérique. Pour cette dernière il existe deux zones de travail : la partie sphérique et la partie cylindrique. Ozturk et Budak (Ozturk and Budak, 2007) montrent que suivant la distance entre passes et l'inclinaison de l'axe de la fraise choisie, la crête entre deux passes de fraise (Figure 1-17) est issue :

- a) soit de l'intersection des enveloppes sphère – sphère,
- b) soit de l'intersection des enveloppes sphère – cylindre.

Dans le cas de la fraise boule, la crête est toujours issue des enveloppes sphère – sphère.

### 1.2.4.3. Influence du dépinçage

L'influence du dépinçage sur l'état de surface est une étude simple au premier abord mais qui est difficile à interpréter. L'inclinaison de la fraise modifie les rayons effectifs minimaux et maximaux de la partie active de l'outil en contact avec la matière. Pour avoir l'influence du dépinçage sans subir l'influence de la vitesse de coupe, il faut donc modifier la vitesse de rotation de la broche pour chaque inclinaison de manière à rester dans une plage de vitesse semblable. Si la fraise utilisée a plus que deux dents, alors il est fort probable qu'une ou plusieurs dents ne rejoignent pas l'axe de fraise. Il est difficile d'affûter sur une fraise plus que deux dents allant jusqu'à l'axe de fraise. Il en résulte alors pour une fraise 4 dents, que 2 dents s'arrêtent avant d'arriver à l'axe (caractérisé par un diamètre  $Dz$ ) et que les deux autres sont « coupe au centre ». L'étude de l'influence du dépinçage avec une fraise de ce type est alors compliquée dans la mesure où le dépinçage de la fraise fait travailler l'outil dans différentes zones :

- une zone à 2 dents,
- une zone à 2 et 4 dents, pour les diamètres effectifs inférieurs à  $Dz$  seules deux dents travaillent avec une avance par dent doublée par rapport au reste,
- une zone à 4 dents complètes.

Guillemot (Guillemot, 2010) a étudié l'influence du dépinçage d'une fraise hémisphérique à 4 dents (fraise de diamètre 10 mm avec  $Dz \approx 4,5$  mm) sur l'état de surface. Les conditions de coupe utilisées sont :  $V_c = 300$  m/min,  $f_z = 0,2$  mm/dt/tr,  $a_e = 0,9$  mm,  $a_p = 0,5$  mm et  $\beta_f$  prenant alternativement les valeurs :  $-45^\circ$ ,  $-20^\circ$ ,  $-12^\circ$ ,  $-10^\circ$ ,  $-5^\circ$ ,  $-1^\circ$ ,  $0^\circ$ ,  $1^\circ$ ,  $3^\circ$ ,  $5^\circ$ ,  $10^\circ$ ,  $20^\circ$  et  $45^\circ$ ,  $\beta_f = 0^\circ$ . En se basant sur le modèle géométrique qui sera présenté au chapitre 3 de ce mémoire, le Tableau 1-5 donne les diamètres effectifs minimaux et maximaux associés à chaque inclinaison de fraise. La comparaison avec le diamètre  $Dz$  permet de connaître le nombre de dents en travail :

- si le diamètre effectif maximal est inférieur à  $Dz$  alors il n'y a que deux dents en travail,
- si le diamètre effectif minimal est supérieur à  $Dz$  alors il y a 4 dents en travail,
- si le diamètre  $Dz$  est compris entre les deux diamètres effectifs, alors une partie de la fraise travaille avec 2 dents et une avance par dent doublée et l'autre avec 4 dents.

L'interprétation des résultats d'état de surface de Guillemot est donc compliquée dans la mesure où les essais ont été conduits avec une vitesse d'avance qui n'a pas tenu compte du nombre de dents en travail. La contribution de chaque dent ou de chaque portion de dent sur l'état de surface n'est pas simple à appréhender en termes d'épaisseur coupée, d'efforts de coupe générés...

$\beta_f$ (°)	-45	-20	-12	-10	-5	-3	-1	0	1	3	5	10	20	45
$D_{eff\ min}$ (mm)	4,6	1,26	0,20	0	0	0	0	0	0,17	0,52	0,87	1,73	3,42	7,07
$D_{eff\ max}$ (mm)	7,7	5,33	4,74	4,63	4,43	4,38	4,36	4,35	4,48	4,74	5,00	5,65	6,89	9,22
Z	4	2-4	2-4	2-4	2	2	2	2	2	2-4	2-4	2-4	2-4	4

Tableau 1-5. Diamètres effectifs et nombre de dents en travail évalués avec le modèle géométrique présenté au chapitre 3

Chen et al. (Chen et al., 2013) proposent une étude similaire avec une fraise hémisphérique en carbure monobloc supposée à deux dents. Dans cette situation le nombre de dents en travail est toujours le même, égale à deux. Les essais effectués ont été conduits avec la même vitesse de rotation de broche quel que soit l'angle de dépinçage. Les surfaces ont donc été réalisées avec des vitesses de coupe différentes. A l'observation des résultats (Figure 1-18), les auteurs concluent que la vitesse de coupe pourrait être responsable de l'amélioration de l'état de surface dans le cas de l'influence du dépinçage normal à l'avance (tilt) mais par contre qu'aucune tendance ne se dégage des essais fonction du dépinçage dans la direction de l'avance (lead). Les auteurs évoquent les possibilités de vibrations et de flexions de fraise qui auraient générées un état de surface sans tendance claire.

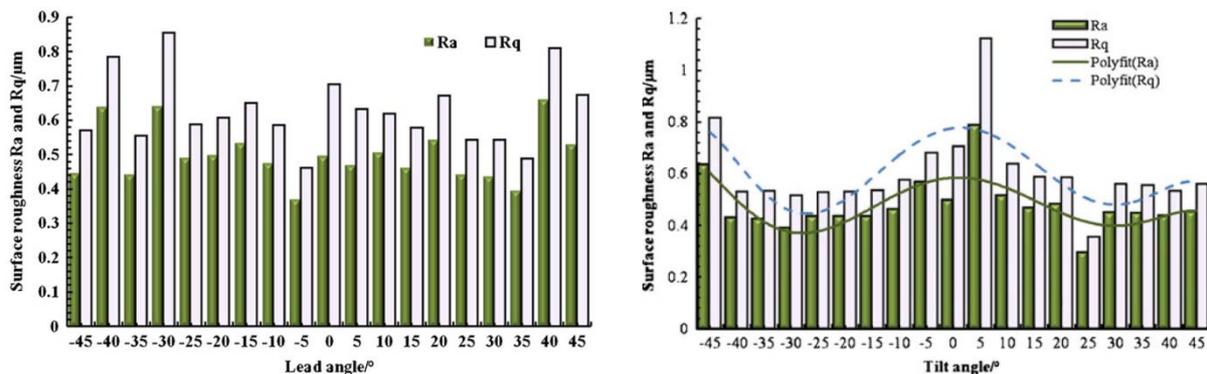


Figure 1-18. Influence des angles de dépinçage sur l'état de surface (Chen et al., 2013)

### 1.2.5. Conclusion sur l'utilisation de fraise à enveloppe sphérique

L'utilisation des fraises à enveloppe sphérique (composées des fraises boules et fraises hémisphériques) nécessite de bien paramétrer la fabrication. Les deux degrés de liberté apportés par la machine 5 axes modifient la portion d'arête en prise avec la matière et change les vitesses de coupe effectives. L'épaisseur coupée est un paramètre central pour analyser une opération d'usinage et est la source de toutes les modélisations des efforts de coupe. Ces derniers permettent de garantir la stabilité de coupe et d'estimer les contraintes résiduelles dans le matériau usiné. Les études portant sur l'état de surface des pièces produites montrent combien il est indispensable de disposer d'informations locales

(vitesse de coupe, épaisseur coupée, effort de coupe, nombre de dents en prise avec la matière...) pour comparer différentes configurations d'usinage. La mise en place de méthodes de caractérisation de la coupe est donc un préalable à l'utilisation de cette fraise en particulier pour la finition des veines fluides fermées.

### 1.3. Stratégies de finition des veines fluides fermées

#### 1.3.1. Définition des veines

Dans cette section les veines considérées sont des volumes laissés libres sur une pièce pour permettre un passage de matière. Cette matière doit avoir un comportement déformable comme les gaz ou liquides (considérés comme fluides) et les matières solides comme certains métaux au comportement viscoplastique sous condition de température particulière. Les veines se trouvent sur les outillages des procédés de déformation plastique telle que des matrices profondes, les filières des techniques de filage ou tréfilage ou d'extrusion. Un exemple local est la matrice de la technique d'Extrusion Coudeée à Aires Egales (ECAE, Figure 1-19).

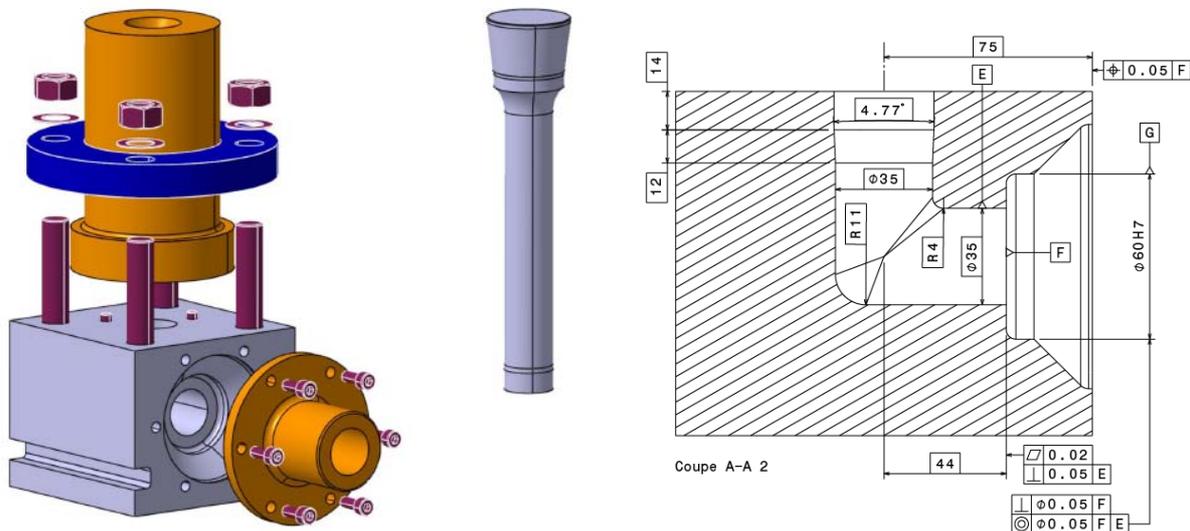


Figure 1-19. Modèle numérique de l'outillage d'ECAE : éclaté et plan partiel de la matrice monobloc (Campocasso, 2013)

Les pièces tournantes des turbomachines sont le deuxième contexte industriel où se trouvent des veines. Les matières circulant dans les veines sont des fluides (gaz et liquide). Il existe plusieurs géométries de pièces tournantes (Figure 1-20) dans les turbomachines qui correspondent à des fonctions différentes. En particulier la direction du fluide est axiale en entrée et sortie d'inducteur et de ventilateur alors qu'elle est axiale en entrée du rouet et radiale en sortie.

Chaves-Jacob (Chaves-Jacob, 2009) définit une veine fluide (Figure 1-21) par le volume compris entre l'intrados d'une pale, l'extrados de la pale précédente, le flasque et le moyeu.

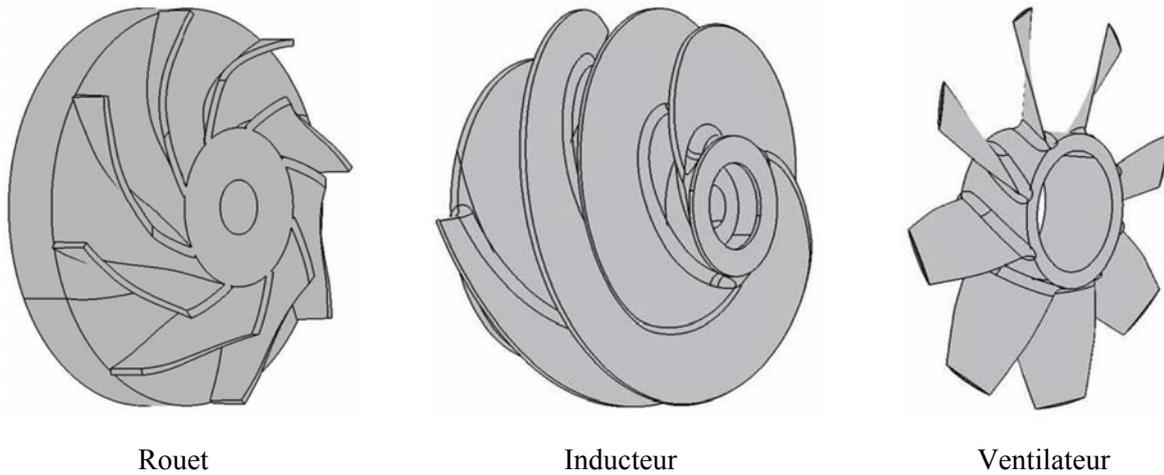


Figure 1-20. Géométries des pièces tournantes de turbomachine (Chaves-Jacob et al., 2012)

Le moyeu est une surface qui est cinématiquement solidaire de la pièce tournante. Le flasque est matérialisé par une surface qui peut être solidaire de la pièce tournante ou non. Lorsque le flasque n'est pas solidaire de la pièce tournante, il est alors fixe et la veine fluide est dite « ouverte ». Lorsque pour différentes raisons fonctionnelles, liées à la mécanique des fluides et la résistance mécanique, le flasque est solidaire de la pièce tournante, la veine est dite « fermée ».

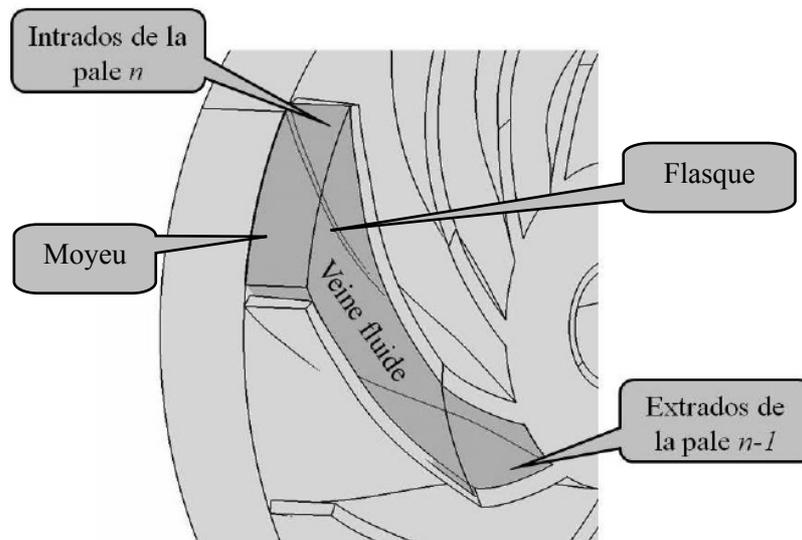


Figure 1-21. Veine fluide (ouverte) d'une pièce tournante de turbomachine (Chaves-Jacob, 2009)

Dans son travail de thèse Chaves-Jacob (Chaves-Jacob, 2009) s'est attaché à proposer des techniques de finition des pales de veine fluide ouverte afin de maîtriser les défauts géométriques de la surface finie. Il modélise la surface des pales (intrados ou extrados) par une surface réglée. La finition de ces surfaces est réalisée par balayage d'un outil (fraise boule, tonneau ou cylindrique) (Chaves-Jacob et al., 2012) dont l'axe outil est voisin de l'orientation de la règle au point considéré de la surface. Ces techniques sont bien adaptées aux cas des veines ouvertes mais pas compatibles pour les veines fermées pour lesquelles l'accessibilité des outils aux surfaces à usiner n'est possible que par les surfaces d'entrée et de sortie de la veine fluide.

Dans le contexte de finition de veine fluide fermée, le nombre de travaux de recherche est faible voire inexistant. La réalisation de ce type de surface s'apparente dans le cas de l'usinage 3 axes à la réalisation de poche plus ou moins profonde pour laquelle il existe des stratégies d'ébauche et de finition.

### **1.3.2. Cas du passage de discontinuité**

Une des problématiques de la finition de poche est le passage de discontinuités géométriques du profil de la poche.

#### **1.3.2.1. Nature de la discontinuité**

Il y a plusieurs niveaux de discontinuité géométrique. La première se situe au niveau des surfaces du modèle CAO. Généralement les modèles CAO sont constitués de surfaces continues mais qui peuvent comporter des discontinuités  $C^1$  (non dérivable) à certaines extrémités (Msaddek et al., 2011) (Msaddek et al., 2012). Dans le cas des poches, la modélisation la plus classique est un contour réalisé par des plans et des portions de cylindre tangent. Cette modélisation permet de garantir la dérivabilité mais elle souffre de discontinuité  $C^2$  (Pateloup et al., 2004).

Le deuxième niveau de discontinuité concerne le mode d'interpolation de la trajectoire programmée. En fabrication sur machine outil à commande numérique les interpolations rencontrées sont : l'interpolation linéaire, l'interpolation circulaire et l'interpolation polynomiale.

La trajectoire programmée, en 3 ou 5 axes, est donc une succession de segments (linéaire, circulaire ou polynomiale ou un mélange des trois). Des discontinuités peuvent apparaître entre les segments. C'est particulièrement le cas en interpolation linéaire lors de la fabrication de surface complexe.

#### **1.3.2.2. Engagement de l'outil réel – conditions de coupe théorique**

Au passage de discontinuités de surface, en ébauche comme en finition la fraise va devoir supporter des variations de profondeur de passe radiale si la surépaisseur de matière est constante (Bae et al., 2003) (Pateloup et al., 2004) et d'épaisseur coupée (Dotcheva and Millward, 2005). Ces variations ont pour conséquence une modification des conditions de coupe locales et donc des efforts de coupe entre la fraise et la pièce. Dotcheva et Millward (Dotcheva and Millward, 2005) mettent en évidence une variation de flexion de fraise qui induit une erreur géométrique sur la surface finie. Dans les situations de chargement extrême comme en ébauche, il peut y avoir un risque de casser l'outil. Toutefois, le comportement de la machine-outil au passage d'une discontinuité va diminuer la vitesse d'avance ce qui limite la hausse des efforts.

#### **1.3.2.3. Trajectoire réelle – trajectoire programmée - profil pièce**

Dans le contexte du fraisage, la chaîne numérique (CAO – FAO – Postprocesseur – CN) fait apparaître deux tolérances : la tolérance d'usinage et la tolérance d'interpolation CN.

La tolérance d'usinage se situe au niveau de la création de la trajectoire programmée (lors de l'étape de FAO). Elle est la distance maximale autorisée par le programmeur entre la surface du modèle CAO et la trajectoire programmée. En interpolation linéaire, la tolérance d'usinage est principalement due à l'erreur de corde ou de flèche (Duc, 1998).

La tolérance d'interpolation CN est la distance maximale qui est imposée à la CN entre la trajectoire programmée et la trajectoire de consigne à l'entrée du variateur de la machine. Cette tolérance permet à l'interpolateur de la CN de créer une trajectoire de consigne sensiblement différente de la trajectoire programmée pour lisser cette dernière et permettre une vitesse d'avance plus fluide.

---

## Lissage géométrique de la trajectoire

Beudaert (Beudaert, 2013) dans son travail de thèse présente une bibliographie large sur les problématiques de lissage de trajectoire. Il classe les techniques de lissage en deux catégories : le lissage global et l'arrondissement local.

Le lissage global consiste à utiliser des méthodes de modification de la trajectoire programmée pour limiter l'influence des discontinuités sur un nombre important de segments. Les commandes numériques industrielles proposent des options de lissage de trajectoire s'appuyant sur la tolérance d'interpolation CN. Lorsque la trajectoire est composée d'un grand nombre de segments (et donc de discontinuité  $C^1$ ) le lissage global a tout son sens. En particulier la CN Heidenhain iTNC 530 (HEIDENHAIN, 2006) dispose d'un cycle de lissage appelé Cycle 32 qui est piloté par 3 paramètres :

- un paramètre d'activation d'un filtre pour le travail en ébauche,
- un paramètre de tolérance d'interpolation linéaire en millimètre,
- un paramètre de tolérance d'interpolation angulaire en degré.

Heidenhain ne précise pas le principe de lissage dans le manuel utilisateur (HEIDENHAIN, 2006), par contre il est indiqué que « la TNC (la CN) réduit automatiquement l'avance programmée de telle sorte que le programme soit toujours exécuté „sans à-coups“ par la TNC et à la vitesse la plus rapide possible. Même lorsque la TNC se déplace à vitesse réduite, la tolérance que vous avez définie est systématiquement conservée. »

D'autres méthodes de lissage global existent (Beudaert, 2013) soit en modifiant la trajectoire dans l'espace pièce (par exemple lors de l'étape de FAO), soit dans l'espace articulaire (après l'étape du post-processeur) .

L'arrondissement local consiste à améliorer le passage d'une discontinuité entre deux segments successifs. Le Tableau 1-6 présente le positionnement des travaux sur ce thème. Les transitions proposées pour franchir les discontinuités sont basées sur des arcs de cercle tangent ou des courbes polynomiales. Ces dernières sont les seules à avoir une continuité de type  $C^2$  pour peu que le degré du polynôme choisi soit supérieur ou égale à 3.

Interpolation	linéaire	circulaire	Polynomiale
Usinage 3 axes	(Pateloup et al., 2004) (Pessoles, 2010) (Msaddek et al., 2012) (Beudaert, 2013)	(Gassara et al., 2013)	
Usinage 5 axes	(Pessoles, 2010) (Beudaert, 2013)		(Beudaert, 2013)

Tableau 1-6. Positionnement de quelques travaux de lissage par arrondissement local

### **1.3.2.4. Vitesse d'avance réelle – vitesse programmée – vitesse d'avance du point générateur**

Lors de franchissement de discontinuité, la vitesse d'avance réelle est souvent plus faible que la vitesse programmée. Les machines-outils à commande numérique ont des caractéristiques cinématiques limitées (vitesse, accélération et jerk). Vincent Pateloup (Pateloup, 2005) dans ses travaux de thèse présente les deux cas de figure de la vitesse d'avance réelle pour le passage d'une discontinuité entre deux segments linéaires (discontinuité en tangence) en usinage 3 axes :

- si la tolérance d'interpolation est nulle, alors la CN marque un arrêt entre les deux segments,

- si la CN dispose d'une tolérance d'interpolation alors la trajectoire est arrondie entre les deux segments et la vitesse d'avance est limitée par le rayon de courbure de la transition  $R_{transition}$ , l'accélération centripète maximale  $a_{C\ max}$  et le jerk centripète. La vitesse d'avance réelle sera inférieure à la vitesse limite donnée par l'équation (Equ.1-4).

$$V_{f\ limite} = \sqrt{a_{C\ max} \times R_{transition}} \quad (\text{Equ.1-4})$$

### Vitesse du point piloté – vitesse du point générateur

Dans le cas d'une trajectoire dont le support est un arc de cercle de rayon  $R$ , il y a lieu de différencier la vitesse d'avance du point générateur  $V_{f\ pg}$  et la vitesse d'avance du point piloté  $V_{f\ pp}$  lorsque la fraise ne travaille pas en correction de rayon. Si le rayon de la fraise est noté  $r$ , alors la vitesse d'avance au centre fraise (le point piloté) est donnée par :

$$V_{f\ pp} = V_{f\ pg} \times \frac{R - r}{R} \quad (\text{Equ.1-5})$$

Pour travailler à vitesse d'avance du point générateur constante lors d'une trajectoire basée sur des surfaces plane et cylindrique, il y a non seulement des discontinuités géométriques à résoudre mais également des discontinuités cinématiques liées à la variation de vitesse d'avance du point piloté. Ce point sera abordé dans les travaux de cette thèse.

### Adaptation de la vitesse d'avance

La vitesse d'avance réelle le long d'une trajectoire d'usinage est donc liée à la définition de cette trajectoire, à la vitesse d'avance programmée, et à la machine-outil (caractéristiques cinématiques, CN...). Dans le cas où la vitesse d'avance programmée est atteignable par la machine, un certain nombre d'auteurs proposent de modifier la consigne de vitesse d'avance pour respecter un critère d'optimisation.

Pour certains, l'adaptation de la vitesse est liée aux efforts de coupe. L'objectif est de proposer une consigne de vitesse d'avance le long du trajet outil qui minimise les variations d'effort de coupe moyen lors d'un passage d'un coin dans une poche. C'est ce que proposent Bae et al. (Bae et al., 2003) avec une modélisation simple des efforts de coupe. Qiong et al. (Qiong et al., 2009) utilisent une modélisation des efforts de coupe basée sur une approche de Lee et Altintas (Lee and Altintas, 1996). La maîtrise de l'effort moyen de coupe leur permet d'usiner des poches aux parois fines. Dotcheva et Millward (Dotcheva and Millward, 2005) adaptent la vitesse d'avance pour que la flexion de fraise estimée reste dans l'intervalle de tolérance spécifié par le bureau d'étude.

### 1.3.3. Contournage hélicoïdal

Le contournage hélicoïdal ou perçage orbital est une technique d'usinage 3 axes de réalisation de trou cylindrique qui utilise une fraise ayant un diamètre plus petit que le trou à réaliser. La trajectoire du point piloté de la fraise est une hélice à pas constant. Cette stratégie d'usinage est dans la plupart des études qui vont suivre une technique qui réalise la surface en une passe sans opérations d'ébauche préalables. Les fraises utilisées sont le plus souvent des fraises toriques monoblocs en carbure de tungstène. Il existe un logiciel de FAO (HyperMill de l'entreprise Open Mind) qui propose un cycle de contournage nommé cycle tube, toutefois il n'a fait l'objet d'aucune étude scientifique.

#### 1.3.3.1. Qualité de la surface produite

Dans le cas de réalisation de trou cylindrique, les critères d'étude sont souvent le diamètre réalisé et l'état de surface de la paroi du cylindre. Iyer et al. (Iyer et al., 2007) ont réalisé une étude

expérimentale pour montrer la faisabilité du contournage hélicoïdal dans une pièce en acier à outil avec une dureté de 60 HRC. L'usinage est réalisé sans lubrifiant avec des fraises hémisphériques en carbure monobloc ou à plaquettes amovibles. Ces auteurs montrent que le trou peut atteindre la qualité H7 et une rugosité arithmétique de  $0,3 \mu\text{m}$  à condition d'utiliser une fraise monobloc.

Denkena et al. (Denkena et al., 2008) montrent l'influence de l'effort radial de coupe sur la qualité dimensionnelle du trou (Figure 1-22). Pour les deux matériaux étudiés, Denkena montre que le diamètre réalisé suit une relation linéaire de l'effort normal de coupe. Ce dernier est fonction de l'avance par dent et se répartit en deux composantes : axiale  $f_{za}$  et tangentielle  $f_{zt}$  suivant l'angle de l'hélice. Les faibles efforts radiaux dans l'alliage de titane sont obtenus pour  $f_{zt} = 120 \mu\text{m}$  et  $f_{za} = 6 \mu\text{m}$ .

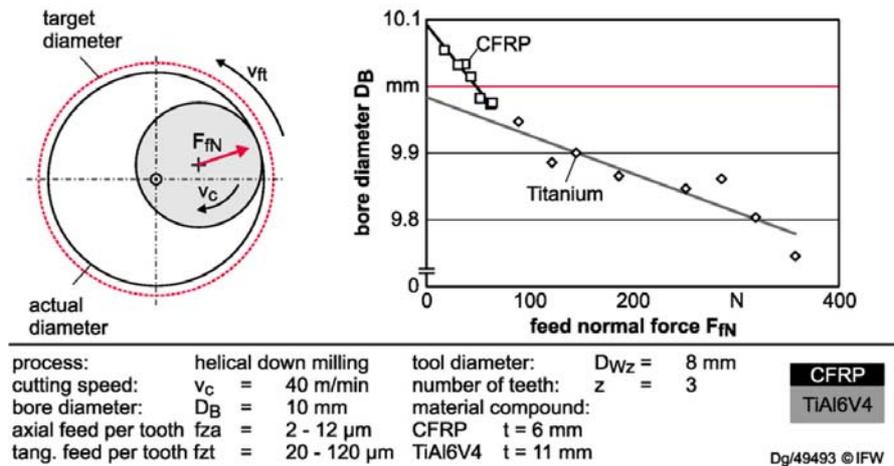


Figure 1-22. Influence de l'effort radial de coupe sur la qualité dimensionnelle du trou (Denkena et al., 2008)

### 1.3.3.2. Influence de la vitesse de coupe sur l'usure en contournage hélicoïdal

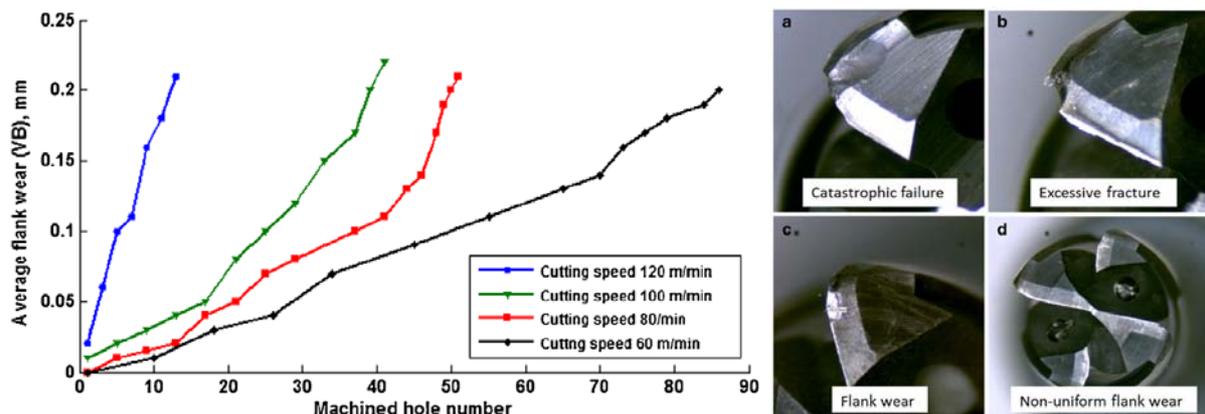


Figure 1-23. Influence de la vitesse de coupe sur l'usure en dépouille. Conditions de coupe : a)  $V_c = 120 \text{ m/min}$ , b)  $V_c = 100 \text{ m/min}$ , c)  $V_c = 80 \text{ m/min}$ , d)  $V_c = 60 \text{ m/min}$ ,  $f_z = 0,04 \text{ mm/dt/tr}$ ,  $a_p = 0,2 \text{ mm/tour}$ ,  $D = 6 \text{ mm}$ ,  $Z = 4$ . (Li et al., 2014)

Li et al. (Li et al., 2014) étudient l'usure d'une fraise torique monobloc en carbure de tungstène dans le contexte du fraisage hélicoïdal de l'alliage de titane Ti-6Al-4V sans lubrifiant. Ils envoient de l'air comprimé pour aider à chasser les copeaux de la zone de coupe. Ils montrent que l'usure majoritaire est une usure en dépouille qui est fonction de la vitesse de coupe (Figure 1-23). La vitesse de coupe

agit sur le mode d'usure de la face en dépouille comme le montre la Figure 1-23 à droite. Les photographies des outils sont prises à la fin de chaque essai lorsque  $Vb \approx 0,2$  mm. Ces essais montrent l'importance capitale du choix de la vitesse de coupe dans une plage restreinte pour le contexte de l'usinage à sec de cet alliage.

### 1.3.3.3. Intérêt du contournage hélicoïdal par rapport à d'autres stratégies

Olvera et Urbicain du même laboratoire (Olvera et al., 2012) et (Urbicain et al., 2009) comparent trois stratégies d'usinage pour réaliser des trous dans une pièce en alliage de titane Ti-6Al-4V :

- une stratégie de perçage avec un foret (Drilling),
- une stratégie de fraisage hélicoïdal avec une fraise hémisphérique sans finition (Ball Helical Milling),
- une stratégie de fraisage avec une fraise hémisphérique en deux temps, une ébauche en fraisage hélicoïdal et une finition en contournage circulaire sur la partie cylindrique de la fraise. (Contouring Ball Helical Milling)

Les usinages sont réalisés avec une lubrification de type huile soluble externe. Les auteurs de cette étude, ont réalisé 120 trous de diamètre 9 mm et profondeur 7 mm avec chacune de ces trois stratégies. La vitesse de coupe est de 25 m/min pour le perçage et de 100 m/min pour les fraises hémisphériques. Le temps d'usinage d'un trou est légèrement plus rapide au foret mais cet avantage est à moduler car la bavure en sortie de trous percés est telle qu'une opération supplémentaire d'ébavurage peut être nécessaire ce qui n'est pas le cas des stratégies de fraisage hélicoïdal. Ces derniers présentent l'avantage de limiter l'effort axial par rapport au perçage (dans un rapport de 3 à 6). Pour les deux stratégies de fraisage, les auteurs montrent que le diamètre en sortie de trou est plus faible de 2 à 4  $\mu\text{m}$ . La raison évoquée est la flexion de la fraise, ce qui rejoint le constat fait par Denkena à la Figure 1-22. Concernant l'état de surface, la stratégie simple de fraisage hélicoïdal présente la meilleure rugosité arithmétique voisine de 0,61  $\mu\text{m}$  alors que les deux autres sont au-delà de 1  $\mu\text{m}$ . Olvera explique que la fraise passe un grand nombre de fois sur la surface. Des mesures de micro-dureté ont été faites sur un extrait de la pièce dans un plan comprenant l'axe du trou. Elles montrent que le haut de la pièce est la zone la plus affectée par la baisse du niveau de micro-dureté. La raison serait due à un effet thermique et mécanique plus important en haut du trou du fait du grand nombre de passage d'outil. Par contre l'usure d'outil n'est pas très significative sur la micro-dureté. La comparaison de l'évolution de l'usure entre les trois stratégies d'usinage à la Figure 1-24 montre pour l'usure en dépouille que le contournage hélicoïdal limite l'usure par rapport au perçage dans un rapport de presque deux. Par ailleurs, la décomposition du travail en deux étapes (Ebauche puis finition, stratégie CBHM) limite l'usure en dépouille par rapport au contournage hélicoïdal en une passe (stratégie BHM).

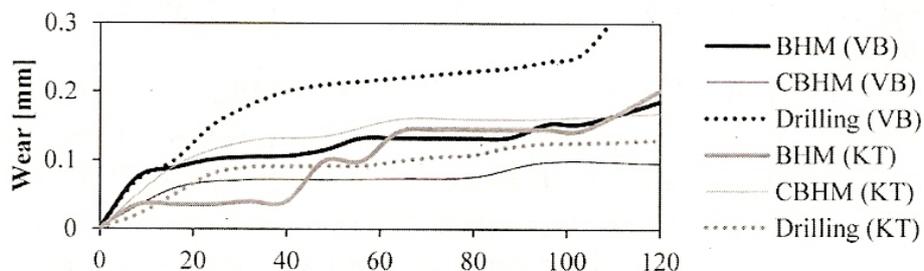


Figure 1-24. Evolution de l'usure en fonction du nombre de trous réalisés et de la stratégie d'usinage (Olvera et al., 2012)

En conclusion, le contournage hélicoïdal est une bonne stratégie d'ébauche alternative à la réalisation de trou. C'est particulièrement le cas lorsque la section du trou n'est pas circulaire. Par contre le fait de travailler en usinage 3 axes, impose à l'outil de passer un grand nombre de fois par un même point de la surface ce qui engendre une modification importante de la micro-dureté. Une proposition de contournage hélicoïdal de finition en fraisage 5 axes sera étudiée en deuxième partie de ce travail de thèse.

### 1.3.4. Tréflage

Le tréflage est une opération de fraisage de paroi en ébauche et finition où le vecteur vitesse d'avance est globalement colinéaire à l'axe de la fraise. Il existe en tréflage plusieurs types d'engagement présenté à la Figure 1-25. Le grignotage frontal se caractérise par le fait que l'arête de coupe de la fraise est engagée dans la matière sur le tour complet du mouvement de coupe (l'opération de perçage peut être considérée comme un cas particulier du tréflage). Dans le grignotage latéral, l'arête de coupe n'est engagée que sur une portion de tour.

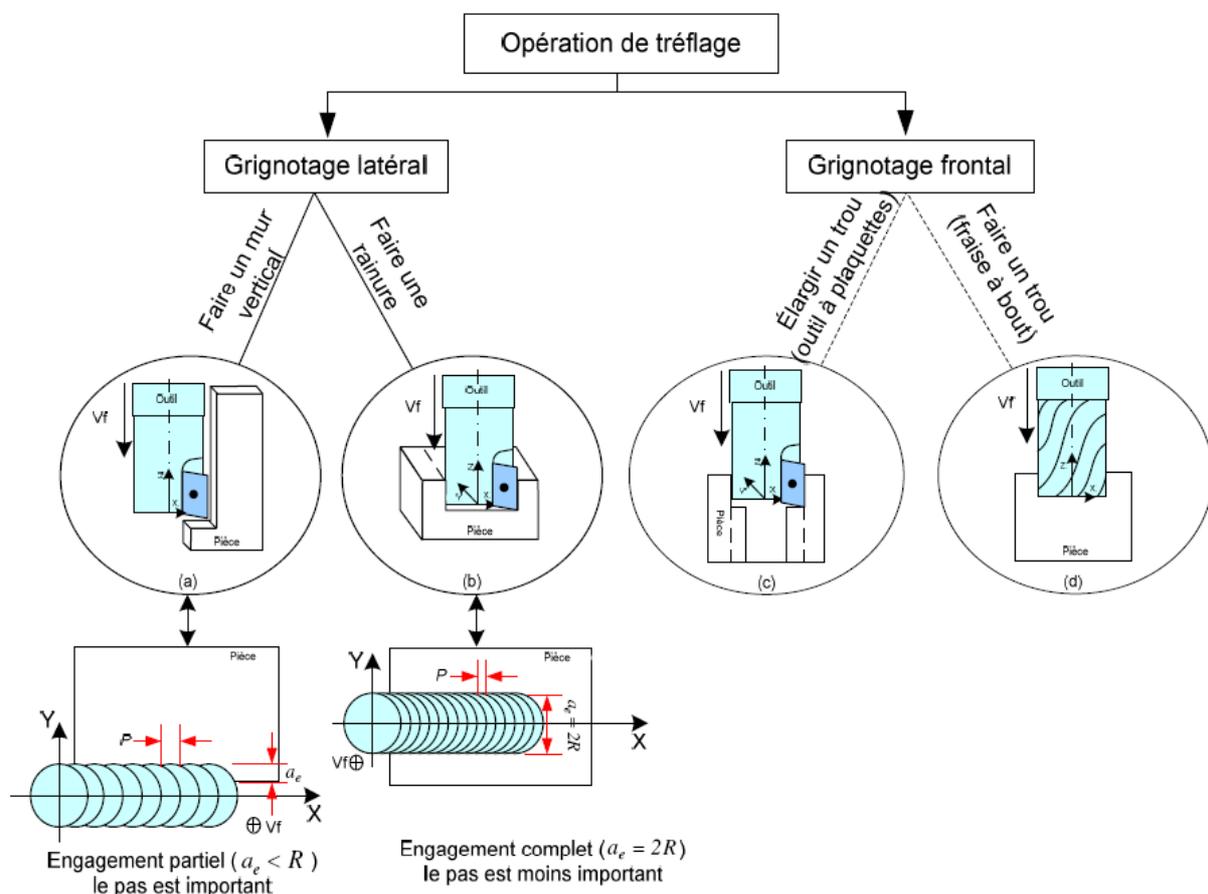


Figure 1-25. Types d'engagement en tréflage (Al-Ahmad, 2008)

Ren et al. (Ren et al., 2009) puis Liang et al. (Liang et al., 2014) montrent l'intérêt d'une trajectoire de tréflage sur machine 4 axes. Leur étude s'appuie sur l'ébauche d'une veine ouverte d'un disque aubagé monobloc en alliage de titane. La trajectoire de l'outil est toujours rectiligne mais la rotation de la machine-outil permet de changer l'orientation de chaque descente de tréflage de manière à optimiser la matière à enlever et s'affranchir des collisions. Ren constate que le tréflage réduit fortement les efforts de coupe par rapport à une stratégie de fraisage en roulant tout en augmentant le débit de copeaux.

### 1.3.4.1. Efforts de coupe et qualité de surface

Wakaoka et al. (Wakaoka et al., 2002) comparent la finition d'une paroi en fonte de 200 mm de haut entre la stratégie de tréflage avec des fraises munies de plaquettes céramique et une stratégie de contournage avec une fraise cylindrique de 250 mm de haut en acier rapide supérieur (ARS). Dans ce contexte ces auteurs montrent le gain de la stratégie de tréflage sur l'état de surface, le défaut de forme et d'orientation de la surface plane réalisée.

Al-Ahmad (Al-Ahmad, 2008) dans ses travaux de thèse sur la stratégie de tréflage montre plusieurs aspects. Il présente une large gamme d'outils à plaquette permettant de tréfler. Il est notamment un des rares à évoquer l'utilisation de cette stratégie pour la finition de surface même si sa préoccupation reste le travail d'ébauche. Il propose une modélisation des efforts de coupe par une approche mécaniste qui lui permet d'analyser les paramètres opératoires les plus influents sur les efforts de coupe. Ainsi Al-Ahmad montre que le pas de tréflage entre deux plongés successives est le paramètre le plus influent sur les trois composantes d'effort. Al-Ahmad a modélisé la hauteur de crête  $R_t$  laissé sur la pièce dans la direction transversale au mouvement de coupe par une approche géométrique et donne un modèle qui dépend du rayon de la fraise  $r$  et du pas de tréflage  $P$  :

$$R_t = r - \sqrt{r^2 - \frac{P^2}{4}} \quad (\text{Equ.1-6})$$

Al-Ahmad a mesuré le défaut de rectitude de la paroi pour des conditions de finition. La déviation de position fonction de l'altitude de la paroi montre la présence d'une zone de transition en haut de pièce à mesure que la plaquette s'engage dans la matière puis la flexion de la fraise se stabilise pour le reste de la surface.

### 1.3.4.2. Aspect dynamique et cinématique

Ko et Altintas (Ko and Altintas, 2007) ont étudié la stabilité de la coupe dans le cas de la stratégie de tréflage. Les conclusions de l'étude montrent que le défaut d'équilibrage de la fraise (fraise à plaquettes rapportées) est la source principale des vibrations en coupe. Les vibrations peuvent être réduites en renforçant la rigidité en torsion de la fraise.

Rauch et Hascoët (Rauch and Hascoët, 2007) ont mené une comparaison expérimentale sur la fabrication d'une poche en alliage d'aluminium (160 × 100 × 40 mm) en testant plusieurs stratégies d'ébauche dont la stratégie de tréflage. Dans le contexte de cette étude le tréflage offre un débit de copeau dans la moyenne des autres stratégies. Sur le plan des efforts de coupe, l'effort axial n'est pas la composante d'effort la plus importante dans la mesure où la fraise ne coupe pas sur un tour complet de celle-ci (grignotage latéral). Concernant la qualité de surface des parois de la poche, Rauch constate que la stratégie de tréflage est la meilleure. Cette stratégie offre un paramètre de réglage de la distance entre deux passes successives permettant de contrôler la hauteur de crête réalisée. La dynamique de la machine est très sollicitée avec cette stratégie du fait des discontinuités dans la direction de l'axe outil. En fin de cette étude, Rauch montre que la stratégie de tréflage a un débit de copeaux qui est proportionnel à la profondeur de la poche et que ce débit surclasse les autres stratégies à partir d'une certaine profondeur.

Plus récemment Rauch et Hascoët (Rauch and Hascoët, 2012) ont approfondi l'étude de la stratégie de tréflage en regardant l'influence des caractéristiques cinématiques de la machine-outil sur le débit de copeau. En particulier, ils insistent sur l'influence du jerk de la machine sur la capacité de celle-ci à atteindre la vitesse d'avance programmée. En imposant la géométrie de fraise et les conditions de coupe théorique, ces auteurs montrent (Figure 1-26) l'évolution du débit de copeau théorique en

fonction de la profondeur de la poche à usiner et du jerk maximal de la machine. Leur conclusion est que l'influence du jerk est sensible jusqu'à  $100 \text{ m/s}^3$ . Au-delà le gain est plus faible.

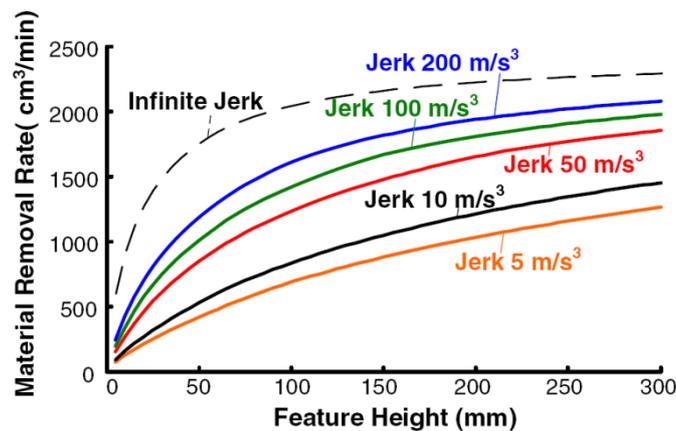


Figure 1-26. Evolution du débit de copeau fonction de la profondeur de la poche et du jerk maximal de la fraiseuse (Rauch and Hascoet, 2012)

#### 1.3.4.3. Influence des conditions de coupe sur l'intégrité de surface

Kwong et al. (Kwong et al., 2009) proposent une comparaison entre une stratégie de perçage et une stratégie de tréflage sur une pièce en alliage de base Nickel. Ils comparent dans chaque cas plusieurs situations de coupe :

- une situation avec une condition de coupe et d'usure standard,
- une situation sans lubrifiant avec un débit de copeau 2,5 fois plus grand et une usure en dépouille 3 fois plus grande.

La conclusion de cette étude est que dans le cas du tréflage et pour le matériau usiné, à l'opposé du perçage, il n'y a pratiquement pas de différence entre les deux situations de coupe sur :

- l'observation optique de la surface,
- la microstructure de la pièce au voisinage de la surface usinée,
- le profil de micro-dureté sur les  $125 \mu\text{m}$  sous la surface usinée,
- les contraintes résiduelles.

La stratégie de tréflage apparaît pour ces auteurs une excellente stratégie de finition de surface alternative au perçage.

#### 1.3.5. Conclusion sur la finition de veines fluides fermées

Les veines fluides fermées sont des surfaces non accessibles pour l'emploi des stratégies de balayage classique en fraise tonneau ou cylindrique. L'accessibilité des fraises ne peut être faite que par les surfaces d'entrée et de sortie de veine. Des stratégies nouvelles de finition sont à trouver sur la base des stratégies de contournage hélicoïdal ou de tréflage. Dans la littérature, ces stratégies sont majoritairement orientées pour des travaux d'ébauche en 3 axes mais plusieurs auteurs ont montré que des qualités de surface de finition peuvent être obtenues.

### 1.4. Conclusions

Après avoir montré les thèmes de recherche associés à l'usinage 5 axes, ce chapitre s'est concentré sur la coupe avec une fraise à enveloppe sphérique et sur les stratégies de finition des veines fluides fermées.

En particulier la section concernant la coupe avec une fraise à enveloppe sphérique a montré la nécessité de disposer de méthode ou outil de caractérisation.

- Les modélisations de fraise existantes sont très peu confrontées à la géométrie réelle. La modélisation de l'arête de coupe est un élément important qui conditionne le calcul de l'épaisseur coupée. Une méthodologie de mesure est à construire pour élaborer une géométrie d'arête fidèle à la fraise physique.
- Il n'existe pas d'étude sur l'analyse des angles d'outil de fraises hémisphériques ou boules que ce soit en main ou en travail. Une analyse de la coupe locale est donc à construire.
- Les formules analytiques existantes donnant les diamètres effectifs sont trop restrictives pour des applications recherchées pour un mouvement d'avance linéaire et n'existent pas pour un mouvement circulaire.
- De la même façon, le calcul de l'épaisseur coupée peut être réalisé plus ou moins finement. En finition de surface complexe, des approches existent mais ne prennent pas en compte le mouvement d'avance circulaire.
- La validation de conditions de coupe de finition peut passer par la mesure des efforts de coupe via un contexte d'acquisition qui nécessite l'emploi d'un capteur de sensibilité suffisante comme le dynamomètre 9256 de Kistler. Une nouvelle méthodologie de mesure des efforts de coupe via un dynamomètre fixe est donc à construire.
- L'exploitation des modélisations des efforts de coupe et de l'analyse de la stabilité de coupe permet de formuler des conditions imposées sur la profondeur de passe axiale pour garantir l'absence d'instabilité néfaste à l'état de surface.
- Les travaux sur la topologie de surface produite par la fraise à enveloppe sphérique demandent d'être éclairés par les outils mentionnés plus haut pour rendre l'analyse pertinente.

La dernière partie de ce chapitre sur la finition des veines fluides fermées a montré les difficultés de réalisation.

- Les présences de discontinuités de courbures sur la définition de la surface à produire et de tangences à cause de l'interpolation linéaire choisie seront des contraintes à prendre en compte.
- Les stratégies de contournage hélicoïdal et de tréflage sont principalement des stratégies d'ébauche en usinage 3 axes. Leur utilisation en fraisage 5 axes de finition est donc à développer.
- Compte tenu des sollicitations cinématiques des stratégies d'usinage choisies, la machine-outil à commande numérique dispose-t-elle d'un comportement suffisant ?

La première partie de ce mémoire va donc se concentrer sur la caractérisation de la fraise, la mise en place d'outils d'analyse de la coupe, et la détermination de conditions de coupe qui exploitent au mieux les capacités de la fraise dans le contexte de l'usinage de l'alliage de titane Ti-6Al-4V et garantissent une topologie de surface acceptable pour un travail de finition.

La seconde partie du mémoire va exploiter les outils d'analyse de la coupe sur les deux stratégies d'usinage retenues. Un développement sera réalisé pour étendre l'utilisation du contournage hélicoïdal et du tréflage au fraisage 5 axes de finition. Une analyse des sollicitations cinématiques engendrées par ces deux stratégies d'usinage va être menée pour vérifier si le choix de la machine retenue est adéquat. Enfin une comparaison expérimentale des stratégies sera conduite et montera les forces et faiblesses de chaque stratégie.