



Université  
de Toulouse

# THÈSE

En vue de l'obtention du

## DOCTORAT DE L'UNIVERSITÉ DE TOULOUSE

Délivré par :

Institut National Polytechnique de Toulouse (INP Toulouse)

Discipline ou spécialité :

Génie Mécanique, Mécanique des Matériaux

---

Présentée et soutenue par :

M. BASSEM GASSARA

le vendredi 8 novembre 2013

Titre :

CONDITIONS DE COUPE EN FRAISAGE A GRANDE VITESSE : EFFET  
DE LA VARIATION DE LA VITESSE D'AVANCE.

---

Ecole doctorale :

Mécanique, Energétique, Génie civil, Procédés (MEGeP)

Unité de recherche :

Laboratoire de Génie de Productions de l'ENIT (E.N.I.T-L.G.P.)

Directeur(s) de Thèse :

M. GILLES DESSEIN

MME WASSILA BOUZID SAÏ

Rapporteurs :

M. OLIVIER CAHUC, UNIVERSITE BORDEAUX 1

M. WACEF BEN SALEM, Ecole Nationale d'Ingénieurs de MONASTIR

Membre(s) du jury :

M. FAOUZI MASMOUDI, ECOLE NALE D'INGENIEUR DE SFAX TUNISIE, Président

M. GILLES DESSEIN, ECOLE NATIONALE D'INGENIEUR DE TARBES, Membre

M. JAMEL LOUATI, ECOLE NALE D'INGENIEUR DE SFAX TUNISIE, Membre

Mme WASSILA BOUZID SAÏ, ECOLE NALE D'INGENIEUR DE SFAX TUNISIE, Membre

# REMERCIEMENTS

---

Les travaux de recherche qui font l'objet de cette thèse ont été effectués en cotutelle à l'Unité de Génie de Production Mécanique et Matériaux (UGPM2) de l'École Nationale d'Ingénieurs de Sfax « ENIS » sous la direction de Madame Wassila BOUZID SAÏ et du Laboratoire de Génie de Production (LGP) de l'École Nationale d'Ingénieurs de Tarbes « ENIT » sous la direction de Monsieur Gilles DESSEIN. Je voudrais avant tout les remercier très sincèrement de la confiance qu'ils m'ont accordée en acceptant de me diriger patiemment. Par leurs conseils, leurs disponibilités, ils m'ont permis d'achever ce travail.

Je tiens tout d'abord à remercier, Monsieur Faouzi MASMOUDI Professeur à l'ENIS, pour l'honneur qu'il me fait en présidant ce jury de thèse.

J'exprime toute ma gratitude à Monsieur Olivier CAHUC, Professeur à l'Université de Bordeaux 1, et Monsieur Wacef BEN SALEM, Maître de conférences habilité à diriger des recherches à l'institut préparatoire aux études d'ingénieurs de Monastir, qui m'ont fait l'honneur d'être rapporteurs de cette thèse et ont accepté de consacrer du temps pour la lecture et le jugement de mes travaux.

Mes vifs remerciements s'adressent aussi à Monsieur Jamel LOUATI, Professeur à l'ENIS, pour sa participation au jury.

Je remercie Monsieur Maher BAILLI, Maître de conférences à l'ENI de Tarbes et Monsieur Moncef HBAIEB, Professeur technologue, pour leur aide et pour leurs précieux conseils.

Je tiens à présenter mes sincères remerciements à tous ceux qui m'ont fourni de l'aide afin d'élaborer ce travail, en particulier tous les membres de l'UGPM2 et du LGP.

Enfin, un grand merci à ma mère, mon père, mes frères, mes sœurs et toute ma famille pour leurs encouragements, ainsi qu'à tous ceux qui m'ont aidé et soutenu durant ce travail.

# Table des matières

Table des figures .....	- 3 -
<b>Liste des tableaux .....</b>	<b>- 7 -</b>
<b>Table des notations.....</b>	<b>- 8 -</b>
<b>Introduction .....</b>	<b>- 10 -</b>
<b>Problématique et état de l'art .....</b>	<b>- 12 -</b>
1. Introduction .....	- 13 -
2. Contexte de la variation de la vitesse d'avance .....	- 13 -
3. Comportement cinématique des Machines-outils FGV .....	- 22 -
3.1. Loi de mouvement assurée par un axe .....	- 23 -
3.1.1. Les Lois de mouvement .....	- 23 -
3.1.2. Modélisation théorique de la vitesse d'avance .....	- 24 -
3.2. Modélisation d'un profil interpolé sur deux axes .....	- 27 -
3.2.1. Modélisation de la vitesse d'avance pour une interpolation linéaire .....	- 27 -
3.2.2. Modélisation de la vitesse d'avance sur une interpolation circulaire .....	- 31 -
3.3. Modélisation de la vitesse d'avance aux transitions de bloc.....	- 32 -
3.3.1. Discontinuité en tangence .....	- 33 -
3.3.2. Discontinuité en courbure .....	- 38 -
4. Stratégies d'usinage .....	- 41 -
4.1. Généralités sur la stratégie d'usinage en 3 axes.....	- 41 -
4.1.1. Génération de la trajectoire par un logiciel de FAO .....	- 43 -
4.1.2. Méthode analytique pour la génération de la trajectoire.....	- 45 -
4.2. Optimisation de la trajectoire d'usinage en FGV.....	- 47 -
4.3. Conclusion.....	- 53 -
5. Synthèse et objectifs du travail effectué.....	- 54 -
<b>Modélisation du comportement cinématique des axes d'un centre d'usinage en fraisage à grande vitesse.....</b>	<b>- 57 -</b>
1. Introduction .....	- 58 -
2. Modélisation de la vitesse d'avance pour un bloc .....	- 59 -
2.1. Hypothèse et données initiales de la modélisation.....	- 59 -
2.2. Modélisation analytique de la vitesse d'avance pour une interpolation circulaire .....	- 59 -
2.2.1. Modèles analytiques de la vitesse d'avance.....	- 60 -
2.2.2. Différentes contraintes de limitation.....	- 64 -
2.2.3. Méthodologies de calcul .....	- 65 -
2.3. Application.....	- 66 -
2.3.1. Comportement en accélération-décélération.....	- 67 -
2.3.2. Capacité du directeur de commande numérique DCN .....	- 69 -

3.	Modélisation de la vitesse d'avance pour deux blocs .....	- 71 -
3.1.	Identification du type de la discontinuité .....	- 71 -
3.2.	Vitesse d'avance à la transition de bloc pour une discontinuité en courbure .....	- 74 -
3.3.	Vitesse d'avance à la transition de bloc pour une discontinuité en tangence .....	- 75 -
3.3.1.	Comparaison des deux méthodes d'arrondissement .....	- 77 -
3.3.2.	Discontinuité en tangence entre deux mouvements linéaires .....	- 79 -
3.3.3.	Discontinuité en tangence entre un mouvement linéaire et circulaire .....	- 81 -
3.3.4.	Discontinuité en tangence entre deux mouvements circulaires .....	- 87 -
3.4.	Méthodologie de calcul .....	- 94 -
4.	Calcul du temps .....	- 96 -
5.	Étude de cas .....	- 97 -
5.1.	Calcul du temps de cycle .....	- 97 -
5.2.	Impact de la valeur d'erreur imposée sur le temps de cycle .....	- 99 -
6.	Conclusion .....	- 101 -
	<b>Développement d'un outil informatique et application sur une pièce didactique et industrielle.....</b>	<b>- 102 -</b>
1.	Introduction .....	- 103 -
2.	Développement d'un outil informatique .....	- 103 -
2.1.	Structure générale .....	- 103 -
2.2.	Principe d'utilisation .....	- 104 -
2.2.1.	Paramètres d'entrée .....	- 105 -
2.2.2.	Calcul de la vitesse et du temps .....	- 106 -
2.2.3.	Optimisation .....	- 107 -
3.	Étude de cas et optimisation .....	- 110 -
3.1.	Pièce didactique .....	- 111 -
3.1.1.	Impact de la variation de la vitesse d'avance sur le choix de la stratégie....	- 111 -
3.1.2.	Impact de la variation de la vitesse d'avance sur le choix de l'outil .....	- 117 -
3.1.3.	Optimisation .....	- 120 -
3.2.	Application industrielle .....	- 124 -
4.	Conclusion .....	- 131 -
	<b>Conclusion générale et perspectives .....</b>	<b>- 133 -</b>
	<b>Références bibliographiques .....</b>	<b>- 135 -</b>

## Table des figures

FIGURE 1. 1 : Exemples de pièces complexes usinées en FGV.....	- 13 -
FIGURE 1. 2 : Le processus numérique de fabrication simplifié.....	- 14 -
FIGURE 1. 3 : Formats de description d'un trajet [Helleno 06].....	- 15 -
FIGURE 1. 4 : Pièce test [Helleno 06].....	- 15 -
FIGURE 1. 5 : étude comparative [Helleno 06].....	- 15 -
FIGURE 1. 6 : Discontinuités C1 sur une trajectoire d'usinage [Dugas02-a].....	- 16 -
FIGURE 1. 7 : Influence de discontinuités en tangence sur l'évolution de la vitesse d'avance [Lavernhe 06].....	- 17 -
FIGURE 1. 8 : Comparaison des temps d'usinage [Pechard 06].....	- 18 -
FIGURE 1. 9 : Modèle du temps d'usinage [Kim 02].....	- 19 -
FIGURE 1. 10 : Répartition du temps d'usinage [Yan 99].....	- 19 -
FIGURE 1. 11 : Usinage en zigzag pour un angle d'orientation $\gamma$ .....	- 20 -
FIGURE 1. 12 : Vitesses d'avance en fonction de l'angle $\gamma$ [Moneral 03].....	- 20 -
FIGURE 1. 13 : Les catégories associées avec le type de changement [Siller 06].....	- 21 -
FIGURE 1. 14 : Évolution de la vitesse d'avance pour chaque catégorie [Siller 06].....	- 21 -
FIGURE 1. 15 : Processus d'obtention de la distribution de la trajectoire générée par intervalle de longueurs [Siller 06].....	- 22 -
FIGURE 1. 16: Lois de mouvement classique (a) profil d'accélération rectangulaire,.....	- 24 -
FIGURE 1. 17 : Parcours d'un bloc linéaire suivant l'axe X à jerk contrôlé.....	- 25 -
FIGURE 1. 18 : Disparition des étapes 2 et 6.....	- 26 -
FIGURE 1. 19 : Disparition de l'étape 4 ; $l_{tot}=5\text{mm}$ .....	- 26 -
FIGURE 1. 20 : Paramétrage du suivi du profil dans le repère de Frenet [Béarée 05-b]. .	- 27 -
FIGURE 1. 21 : Interpolation linéaire [Erkorkmaz 01].....	- 28 -
FIGURE 1. 22 : Comparaison entre la dynamique curviligne de référence et la loi de mouvement des axes pour un profil linéaire (loi à jerk limité) [Béarée 05-b].....	- 29 -
FIGURE 1. 23 : Capacité de vitesse d'avance [Tapie 07-a].....	- 30 -
FIGURE 1. 24 : Influence d'un segment de faible longueur sur la vitesse [Lavernhe 06].....	- 30 -
FIGURE 1. 25 : Interpolation circulaire [Erkorkmaz 01].....	- 31 -
FIGURE 1. 26 : Profil de la vitesse lors de passage sur une discontinuité en tangence par une vitesse nulle.....	- 33 -
FIGURE 1. 27 : Différentes méthodes pour la création d'un bloc d'arrondissement par le DCN.....	- 34 -
FIGURE 1. 28 : Modélisation de l'arrondissement au niveau d'une discontinuité en tangence [Dugas 02-b].....	- 35 -
FIGURE 1. 29 : Rayon d'arrondissement au niveau des discontinuités en tangence.....	- 35 -
FIGURE 1. 30 : Vitesse théorique maximale de passage sur une discontinuité en tangence.....	- 36 -
FIGURE 1. 31 : Profil de la vitesse lors de passage d'une discontinuité en tangence par une vitesse non nulle.....	- 37 -
FIGURE 1. 32 : Description d'une transition par un polynôme [Pessoles 10-b].....	- 37 -
FIGURE 1. 33 : Modélisation d'une discontinuité en courbure [Pateloup 04].....	- 39 -
FIGURE 1. 34 : Modélisation du trajet durant le suivi d'un coin [Pateloup 04].....	- 40 -
FIGURE 1. 35 : Accélération, vitesse d'avance pour les différentes positions du trajet [Pateloup 04].....	- 40 -
FIGURE 1. 36 : Usinage par plan parallèle pour l'opération d'ébauche [Toh 05].....	- 42 -
FIGURE 1. 37 : Usinage trochoïdal [Rauch 09].....	- 42 -
FIGURE 1. 38 : Stratégies d'usinage en finition [Suna 01].....	- 43 -
FIGURE 1. 39 : Génération de trajectoire [Quinsat 07].....	- 44 -

FIGURE 1. 40 : Erreur de corde. ....	- 44 -
FIGURE 1. 41 : Formation d'une crête [Tournier 01].....	- 44 -
FIGURE 1. 42 : Procédure de la génération du trajet en zigzag [Park 00]. ....	- 46 -
FIGURE 1. 43 : Différentes techniques de génération de la trajectoire.....	- 47 -
FIGURE 1. 44 : Influence du nombre de blocs anticipés sur la vitesse [Lavernhe 06].....	- 48 -
FIGURE 1. 45 : Ébauche d'une poche avec plusieurs fraises.....	- 49 -
FIGURE 1. 46 : Usinage d'une poche ; (a) trajet de type linéaire ; (b) trajet de type curviligne [Bieterman 02]. ....	- 50 -
FIGURE 1. 47 : Comparaison entre la méthode conventionnelle et la méthode générée [Bieterman 01]. ....	- 50 -
FIGURE 1. 48 : Comparaison entre angle vif et rayon de raccordement [Pateloup 05]....	- 51 -
FIGURE 1. 49 : Génération du trajet de l'outil lors de passage d'un coin en tenant compte de $d_p$ et $d_{pmax}$ [Pateloup 04]. ....	- 52 -
FIGURE 1. 50 : Nouvelle génération de la trajectoire d'outil ; (a) le cas où $R_{ci+1} < R_{ci}$ , (b) le cas où $R_{ci+1} > R_{ci}$ [Pateloup 04].....	- 52 -
FIGURE 1. 51 : Principe de balayage dans l'angle [Manuel 96].....	- 53 -
FIGURE 1. 52 : Optimisation de la trajectoire de l'outil pour l'usinage des coins [Zhao 07]....	- 53 -
FIGURE 1. 53 : Usinage d'une poche complexe [Pateloup 04]. ....	- 54 -
FIGURE 2. 1 : Discontinuité en courbure et en tangence.....	- 58 -
FIGURE 2. 2 : Interpolation circulaire CD. ....	- 60 -
FIGURE 2. 3 : La loi cinématique générée avec un échelon de jerk. ....	- 61 -
FIGURE 2. 4 : Méthodologie du calcul de la durée de chaque zone sur le profil de la vitesse..	- 65 -
FIGURE 2. 5 : Centre d'usinage Huron KX10. ....	- 66 -
FIGURE 2. 6 : Chaîne d'acquisitions des signaux.....	- 67 -
FIGURE 2. 7 : Interpolation circulaire.....	- 67 -
FIGURE 2. 8 : Accélération en fonction du temps ; Essais. ....	- 68 -
FIGURE 2. 9 : Vitesse d'avance pour un trajet circulaire de rayon 10mm. ....	- 69 -
FIGURE 2. 10 : Trajectoire programmée.....	- 70 -
FIGURE 2. 11 : Vitesse d'avance avec des valeurs de discrétisation différentes ; Essais..	- 70 -
FIGURE 2. 12 : discontinuité entre deux blocs du trajet. ....	- 72 -
FIGURE 2. 13 : Algorithme de calcul de l'angle d'orientation $\gamma_i$ .....	- 73 -
FIGURE 2. 14 : Vitesse d'avance pour différentes valeurs de $\gamma_i$ , Essais ; BC=100mm ; $R_i = 50\text{mm}$ ; $\theta_i = 60^\circ$ ; $V_{fprog} = 10000\text{mm/min}$ . ....	- 74 -
FIGURE 2. 15 : Vitesse d'avance lors de passage sur une continuité en tangence. ....	- 75 -
FIGURE 2. 16 : Les trajectoires du centre de l'outil : réelle et programmée. ....	- 76 -
FIGURE 2. 17 : Algorithme de la modélisation du rayon de raccordement. ....	- 77 -
FIGURE 2. 18 : Insertion d'un arc de cercle au niveau d'une discontinuité en tangence ...	- 78 -
FIGURE 2. 19 : Vitesse d'avance pour les deux méthodes de modification.....	- 79 -
FIGURE 2. 20 : Modélisation de l'arrondissement d'une discontinuité en tangence.....	- 79 -
FIGURE 2. 21 : Rayon de raccordement entre deux interpolations linéaires ; AB = BC = 100mm. ....	- 80 -
FIGURE 2. 22 : Vitesse d'avance à la transition d'une discontinuité pour différentes Vitesses programmées en utilisant la fonction G641. ....	- 81 -
FIGURE 2. 23 : Modélisation de l'arrondissement d'une discontinuité entre une interpolation linéaire et une interpolation circulaire ; $\gamma_i < 0$ . ....	- 82 -

FIGURE 2. 24 : Modélisation de l'arrondissement d'une discontinuité entre une interpolation linéaire et une interpolation circulaire ; $\gamma_i > 0$ .....	83 -
FIGURE 2. 25 : Rayon de raccordement entre les interpolations linéaire et circulaires ; BC = 100mm ; $R_i = 50$ mm.....	84 -
FIGURE 2. 26 : Vitesse d'avance pour une discontinuité en courbure $\gamma_i = 0^\circ$ , $R_i = 50$ mm ; $\theta_i = 60^\circ$ ; Test1.....	85 -
FIGURE 2. 27 : Vitesse d'avance pour une discontinuité en tangence $\gamma_i = 30^\circ$ ;.....	86 -
FIGURE 2. 28 : Vitesse d'avance pour une discontinuité en tangence $\gamma_i = 90^\circ$ ; $R_i = 50$ mm ; $\theta_i = 60^\circ$ ; $R_c = 4$ mm, Test 3.....	86 -
FIGURE 2. 29 : Insertion d'un rayon de raccordement entre deux interpolations circulaires.....	88 -
FIGURE 2. 30 : Insertion d'un rayon de raccordement entre deux interpolations circulaires....	89 -
FIGURE 2. 31 : Vitesse d'avance pour une discontinuité en tangence $\gamma_i = 90^\circ$ ;.....	90 -
FIGURE 2. 32 : Vitesse d'avance pour une discontinuité en tangence $\gamma_i = 90^\circ$ ;.....	91 -
FIGURE 2. 33 : Vitesse d'avance pour une discontinuité en en courbure $\gamma_i = 0^\circ$ ; $R_{i-1} = 40$ mm ; $R_i = 60$ mm ; $\theta_{i-1} = \theta_i = 80^\circ$ ; Test 2.....	91 -
FIGURE 2. 34 : Profils des vitesses d'avance pour différentes valeurs d'erreurs.....	92 -
FIGURE 2. 35 : Profils des vitesses d'avance pour différentes valeurs d'erreurs ; Modèle théorique.....	93 -
FIGURE 2. 36 : Impact de l'erreur imposée et du rayon de raccordement sur le temps de cycle.....	94 -
FIGURE 2. 37 : Algorithme de la modélisation géométrique des discontinuités.....	95 -
FIGURE 2. 38 : Méthodologie de calcul de la vitesse d'avance en une continuité en tangence.....	96 -
FIGURE 2. 39 : Simulation de l'usinage d'une pièce test avec un outil de diamètre 12 mm.....	97 -
FIGURE 2. 40 : Modélisation de la trajectoire.....	98 -
FIGURE 2. 41 : Profils théorique et réel de la vitesse pour $\varepsilon = 0,3$ mm.....	98 -
FIGURE 2. 42 : Temps de cycle pour différentes vitesses programmées.....	99 -
FIGURE 2. 43 : L'impact de l'erreur imposée sur le temps de cycle.....	100 -
FIGURE 3. 1 : Structure de l'outil informatique.....	104 -
FIGURE 3. 2 : Menu d'accueil.....	105 -
FIGURE 3. 3 : Choix des paramètres.....	106 -
FIGURE 3. 4 : Trajectoire de l'outil, vitesse d'avance et Temps total de cycle.....	107 -
FIGURE 3. 5 : Construction de la base de données.....	108 -
FIGURE 3. 6 : Résultats d'optimisation.....	109 -
FIGURE 3. 7 : Méthodologie d'optimisation.....	110 -
FIGURE 3. 8 : Pièce didactique.....	111 -
FIGURE 3. 9 : Simulation et usinage.....	112 -
FIGURE 3. 10 : Évolution de la vitesse d'avance lors de l'usinage de balayage du premier plan d'usinage en Z.....	113 -
FIGURE 3. 11 : Évolution de la vitesse d'avance lors de l'usinage de balayage du premier plan d'usinage en Z pour une fraise de diamètre 12mm.....	114 -
FIGURE 3. 12 : Pourcentage d'utilisation de la vitesse programmée pour une fraise de diamètre $d_{out} = 12$ mm.....	115 -
FIGURE 3. 13 : Évolution de la vitesse d'avance.....	116 -
FIGURE 3. 14 : Temps de cycle.....	116 -

FIGURE 3. 15 : Comparaison des gains en termes du temps par rapport à l'usinage en zigzag. ....	- 117 -
FIGURE 3. 16 : Vitesse d'avance pour différents diamètres d'outils.....	- 119 -
FIGURE 3. 17 : Temps de cycle en fonction du diamètre pour la stratégie zigzag .....	- 120 -
FIGURE 3. 18 : Résultats d'optimisation. ....	- 123 -
FIGURE 3. 19 : Application industrielle. ....	- 125 -
FIGURE 3. 20 : Trajectoire, vitesse d'avance et temps total de cycle ; $d_{out} = 20\text{mm}$ ; $V_c = 725 \text{ m/min}$ ; $f_z = 0,196 \text{ mm/dt}$ ; $a_e = 17 \text{ mm}$ ; $a_p = 2 \text{ mm}$ . ....	- 126 -
FIGURE 3. 21 : Vitesse d'avance et trajectoire de l'outil pour différentes stratégies. ....	- 128 -
FIGURE 3. 22 : Résultats d'optimisation sur l'interface. ....	- 129 -
FIGURE 3. 23 : Temps en fonction du diamètre ; Stratégie 1 (concentrique).....	- 130 -



## Liste des tableaux

Tableau 1. 1 : Profil de vitesse à jerk contrôlé <b>[Pateloup 05]</b> .....	- 25 -
Tableau 1. 2 : La vitesse d'avance et le temps d'usinage mesuré pour ces deux machines <b>[Pateloup 04]</b> .....	- 54 -
Tableau 2. 1 : Caractéristiques du centre d'usinage Huron KX10.....	- 66 -
Tableau 2. 2 : Calcul du temps de cycle.....	- 70 -
Tableau 2. 3 : Calcul de l'angle d'orientation en fonction du type d'interpolation.....	- 72 -
Tableau 2. 4 : Paramètres d'essais .....	- 78 -
Tableau 2. 5 : Paramètres géométriques.....	- 85 -
Tableau 2. 6 : Erreur calculée sur la vitesse d'avance au niveau des points de discontinuité.....	- 87 -
Tableau 2. 7 : Paramètres géométriques.....	- 90 -
Tableau 2. 8 : Rayons de raccordements et les erreurs correspondantes pour chaque essai.....	- 92 -
Tableau 2. 9 : Géométrie de la trajectoire pour différents tests et le temps de cycle correspondants pour chaque essai.....	- 100 -
Tableau 3. 1 : Paramètres de coupe et longueur de la trajectoire.....	- 112 -
Tableau 3. 2 : Paramètres de coupe utilisés.....	- 118 -
Tableau 3. 3 : Valeurs et niveaux des paramètres de coupe.....	- 121 -
Tableau 3. 4 : Les résultats d'optimisation.....	- 123 -
Tableau 3. 5 : Paramètres de coupe recommandés.....	- 125 -
Tableau 3. 6 : Résultats d'optimisation.....	- 130 -

## Table des notations

$V_j$	Vitesse d'avance instantanée [mm/min]
$V_{jprog}$	Vitesse d'avance programmée [mm/min]
$V_{lin\ m}$	Vitesse maximale atteinte par l'outil lors d'une interpolation [mm/min]
$V_{cir\ m}$	Vitesse maximale atteinte par l'outil lors d'une interpolation circulaire [mm/min]
$V_{ent}$	Vitesse d'entrée [mm/min]
$V_{sor}$	Vitesse de sortie [mm/min]
$V_{icy}$	Vitesse limitée par le temps de cycle [mm/min]
$V_{An}$	Vitesse limitée par l'accélération normale [mm/min]
$V_{Jt}$	Vitesse limitée par le Jerk normal [mm/min]
$V_m$	Vitesse limitée par la capacité d'un axe [mm/min]
$V_{fc}$	Vitesse de transition entre deux trajet [mm/min]
$V_{dr}$	Vitesse de déplacement rapide [mm/min]
$V_c$	Vitesse de coupe [m/min]
$f_z$	Avance par dent [mm/dent]
$A$	Accélération [ $m/s^2$ ]
$A_n$	Accélération normale [ $m/s^2$ ]
$A_t$	Accélération tangentielle [ $m/s^2$ ]
$J$	Jerk [ $m/s^3$ ]
$J_t$	Jerk tangentiel [ $m/s^3$ ]
$J_m$	Jerk maximal [ $m/s^3$ ]
$T$	Temps [sec]
$T_{V\ m}$	Temps avec une vitesse maximale [sec]
$T_c$	Temps de cycle calculé par le modèle développé [sec]
$T_{ctot}$	Temps de cycle total calculé par le modèle développé [sec]
$T_{cFAO}$	Temps de cycle calculé par un logiciel de FAO [sec]
$T_{acc}$	Temps d'accélération [sec]
$T_{dec}$	Temps de décélération [sec]
$T_{cy}$	Temps de de cycle d'interpolation [sec]
$\delta t$	Temps de transition entre bloc [sec]
$S$	Abscisse curviligne [mm]
$R; R_1; R_2$	Rayon d'interpolation [mm]
$R_c$	Rayon de raccordement [mm]
$R_{out}$	Rayon de l'outil [mm]
$R_p$	Rayon de la forme obtenue sur la pièce [mm]
$a_e$	Profondeur de passe radiale « pas de balayage » [mm]
$a_p$	Profondeur de passe axiale [mm]
$L_{bi}$	Longueur d'un bloc i [mm]
$L_{Vj}$	Longueur parcourue avec une vitesse constante [mm]
$l_{tot}$	Longueur totale de la trajectoire de l'outil [mm]

$\varepsilon$	tolérance d'interpolation [mm]
$TIT$	Tolérance d'interpolation de la trajectoire [mm]
$\gamma_i$	Angle d'orientation entre deux trajets [°]
$\alpha_i$	angle d'inclinaison d'un trajet [°]

## Introduction

En fraisage à grande vitesse 'FGV', le besoin principal des industriels est de pouvoir prédire rapidement le temps d'usinage avec des valeurs proches de la réalité pour l'usinage d'une pièce de forme complexe, et de déterminer les paramètres optimaux qui tendent à réduire le temps et par la suite le coût de fabrication.

Le diamètre de l'outil de coupe et la stratégie d'usinage influent énormément sur le temps d'usinage des pièces fabriquées. L'optimisation de ces deux paramètres est confrontée à diverses contraintes, telles que la réduction de la longueur de la trajectoire et la diminution du nombre de discontinuité qui engendrent une instabilité de la vitesse de déplacement des axes. Dans ce contexte, l'optimisation de la trajectoire est liée à celle du diamètre de l'outil et l'optimisation du premier paramètre ne peut pas se faire sans tenir compte du second. En effet, d'une part il faut adapter la géométrie de la trajectoire au comportement cinématique et dynamique de la machine FGV et d'autre part il faut trouver le diamètre de l'outil qui permet d'aboutir au bon compromis entre une trajectoire minimale et une vitesse d'avance maximale afin d'obtenir le temps le plus court.

L'analyse détaillée de ces phénomènes a suscité de nombreux travaux scientifiques, ayant pour objectif l'amélioration de la trajectoire de l'outil dans le contexte du FGV. Dans les travaux antérieurs, deux modèles pour le lissage de la trajectoire ont été distingués. Le premier consiste à approximer la trajectoire par une fonction polynomiale. Le second est basé sur l'ajout d'un arc de cercle au franchissement des discontinuités. Le rayon de cet arc est déterminé pour une discontinuité entre deux interpolations linéaires. En ce qui concerne la modélisation de la vitesse d'avance, elle est développée soit par un modèle analytique qui est basé sur la loi d'accélération, soit par une modélisation des asservissements de commande des axes.

Nous constatons que l'identification du comportement de la machine nécessite une modélisation analytique de la vitesse d'avance et une modélisation géométrique de la trajectoire de l'outil au niveau des discontinuités.

L'objectif des travaux de thèse présentés dans ce manuscrit, sera donc de répondre à ce besoin scientifique et industriel en proposant une solution efficace et fiable sous la forme d'un outil informatique capable d'estimer le temps et le coût d'usinage et par la suite la détermination des paramètres optimaux en FGV. Pour ce faire nous devons développer un modèle qui permet d'identifier le comportement cinématique des axes d'un centre d'usinage en FGV pour toute forme de trajectoire. Ceci permet d'estimer les temps réels selon les trajectoires et

l'erreur imposée par le bureau des méthodes à partir de la modélisation de la variation de la vitesse d'avance. Enfin nous utilisons ces résultats pour mettre en place une méthodologie pour l'aide au choix du diamètre de l'outil et de la stratégie.

Ce manuscrit de thèse s'articule autour de trois chapitres :

Dans le premier chapitre, nous commençons par la présentation de la problématique de la variation de la vitesse d'avance dans l'usinage des empreintes des moules et des matrices. Ensuite, nous détaillons les modèles utilisés pour l'identification du comportement cinématique des machines-outils en Usinage à Grande Vitesse 'UGV' et nous citons les différentes méthodes de génération, amélioration et adaptation de la trajectoire de l'outil à un pilotage rapide des machines. Enfin, nous présentons une synthèse de cette étude bibliographique et nous exposons les orientations de cette thèse.

Le deuxième chapitre est consacré à l'identification du comportement de la machine lors du passage par une discontinuité entre des interpolations linéaire et circulaire tout en respectant la valeur de l'erreur imposée. Pour aboutir à cet objectif, nous présentons le modèle analytique de la vitesse d'avance pour une interpolation circulaire en tenant compte des limitations de la machine et de la loi de mouvement considérée. Ensuite, nous détaillons la modélisation géométrique de la trajectoire de l'outil au niveau des discontinuités. Cette dernière est basée sur la discrétisation de la trajectoire en plusieurs blocs qui ont entre eux une discontinuité en tangence ou bien en courbure. Cette étude permet d'identifier le type de discontinuité et de calculer le rayon de raccordement au niveau d'une discontinuité en tangence tout en respectant la tolérance imposée par le bureau des méthodes. En parallèle avec cette étude théorique, des résultats expérimentaux sont présentés afin d'analyser le comportement des axes (accélération, vitesse et position) et de vérifier les modèles développés pour des trajets élémentaires.

Le troisième chapitre s'intéresse au développement d'un outil informatique capable d'estimer le temps et le coût d'usinage et de déterminer la stratégie et le diamètre de l'outil qui minimisent le temps pour une application industrielle. Cet outil exploite les différents modèles développés dans le chapitre 2 pour l'évaluation du comportement de la machine en UGV pour différents types de trajectoires.

Enfin, nous terminons ce mémoire par une conclusion générale qui synthétise les travaux réalisés et cite les perspectives associées.

# Chapitre 1

## Problématique et état de l'art

### Sommaire

---

<b>Table des figures</b> .....	<b>- 3 -</b>
<b>1. Introduction</b> .....	<b>- 13 -</b>
<b>2. Contexte de la variation de la vitesse d'avance</b> .....	<b>- 13 -</b>
<b>3. Comportement cinématique des Machines-outils FGV</b> .....	<b>- 22 -</b>
3.1. Loi de mouvement assurée par un axe .....	- 23 -
3.1.1. Les Lois de mouvement.....	- 23 -
3.1.2. Modélisation théorique de la vitesse d'avance .....	- 24 -
3.2. Modélisation d'un profil interpolé sur deux axes .....	- 27 -
3.2.1. Modélisation de la vitesse d'avance pour une interpolation linéaire .....	- 27 -
3.2.2. Modélisation de la vitesse d'avance sur une interpolation circulaire .....	- 31 -
3.3. Modélisation de la vitesse d'avance aux transitions de bloc.....	- 32 -
3.3.1. Discontinuité en tangence .....	- 33 -
3.3.2. Discontinuité en courbure .....	- 38 -
<b>4. Stratégies d'usinage</b> .....	<b>- 41 -</b>
4.1. Généralités sur la stratégie d'usinage en 3 axes.....	- 41 -
4.1.1. Génération de la trajectoire par un logiciel de FAO .....	- 43 -
4.1.2. Méthode analytique pour la génération de la trajectoire.....	- 45 -
4.2. Optimisation de la trajectoire d'usinage en FGV.....	- 47 -
4.3. Conclusion.....	- 53 -
<b>5. Synthèse et objectifs du travail effectué</b> .....	<b>- 54 -</b>

## 1. Introduction

Dans le contexte de l'usinage à grande vitesse, le déplacement des axes d'une machine à grande vitesse est assuré par des asservissements, assurant la position de l'outil, la valeur de l'accélération et sa dérivée. En effet, lors du passage par une trajectoire qui possède un changement de direction, la vitesse d'avance diminue afin d'assurer le bon suivi de la trajectoire. Cette variation de la vitesse influe sur le temps d'usinage réel et par la suite sur l'estimation du coût.

Dans ce premier chapitre, nous présentons une synthèse bibliographique des travaux relatifs au comportement cinématique des machines d'usinage à grande vitesse et aux stratégies d'usinage. Dans un premier temps, nous citons la problématique de la variation de la vitesse d'avance dans l'usinage des matrices et des empreintes des moules. Ensuite, nous nous intéresserons à la modélisation du comportement cinématique de la machine. Enfin, nous exposons les méthodes d'amélioration et d'adaptation de la trajectoire de l'outil à un pilotage rapide des machines.

## 2. Contexte de la variation de la vitesse d'avance

Le fraisage à grande vitesse est utilisé dans plusieurs opérations, tel que l'usinage des empreintes des moules et des matrices, y compris les pièces ayant des exigences dimensionnelles, géométriques et d'état de surface spécifiques dans les domaines aéronautique et automobile [Urbanski 00]. Les exemples de pièces présentés sur la figure 1. 1 sont constitués de cavités ou poches qu'il faudra vider. L'usinage de ces formes complexes avec des machines à trois axes est réalisé point par point ou bien par des contournements autour des frontières externes et internes d'une poche [Park 10].

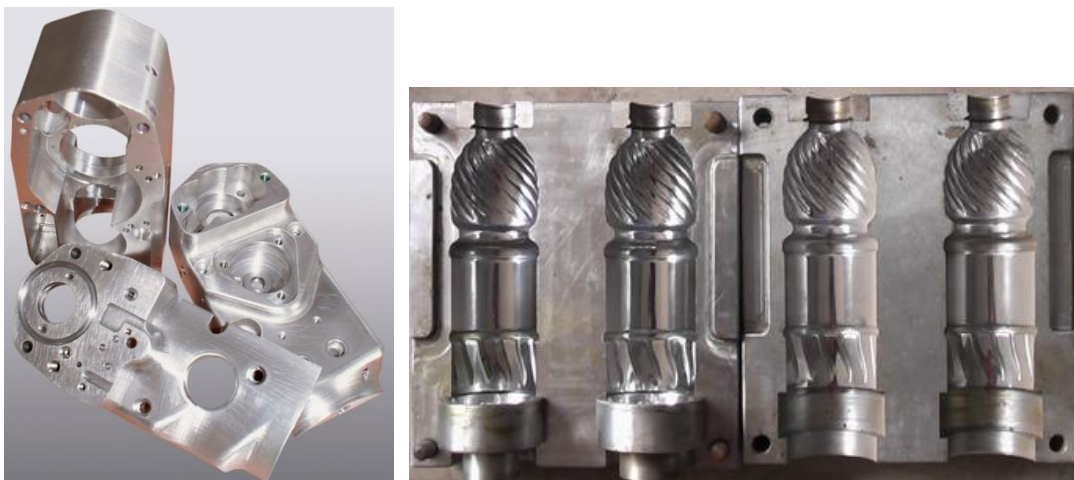


FIGURE 1. 1 : Exemples de pièces complexes usinées en FGV.

La fabrication d'une pièce complexe sur une machine à commande numérique peut être simplifiée par le processus numérique de fabrication présentée sur la figure 1. 2.

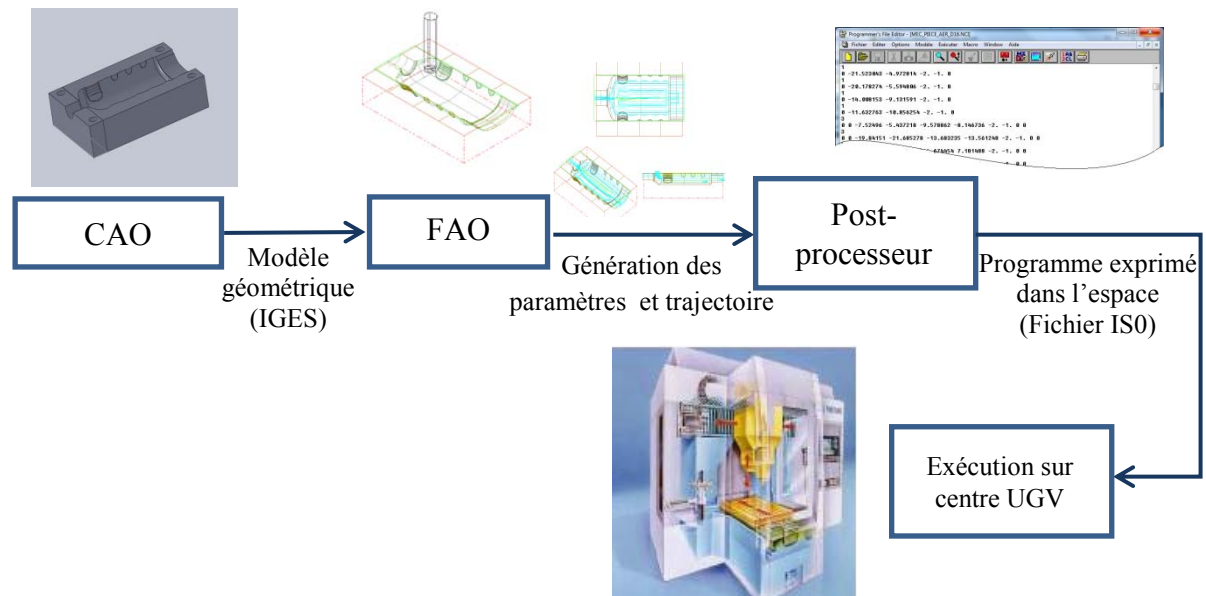


FIGURE 1. 2 : Le processus numérique de fabrication simplifié.

Les pièces complexes nécessitent une phase de préparation importante pour leur conception en CAO et de génération de la trajectoire en FAO. D'une manière plus générale, la fabrication d'une pièce plus ou moins complexe nécessite sa définition numérique pour générer le programme de pilotage des axes de la machine-outil [Cherif 00].

La génération du modèle FAO consiste à calculer le trajet du centre d'outil piloté par les surfaces d'un modèle CAO. Le modèle FAO est décrit sous la forme d'un fichier NCI qui englobe les coordonnées des points de la trajectoire que les outils devront suivre. Cette trajectoire est discrétisée en un ensemble de blocs. Chaque bloc est précédé d'un code numérique qui donne la nature du déplacement. Pour l'usinage 3 axes, nous pouvons distinguer des chiffres de 0 à 3. Par exemple, les chiffres 0 et 1 expriment respectivement un déplacement linéaire avec une vitesse rapide et un déplacement linéaire avec une vitesse programmée.

Le post-processeur effectue alors une traduction du fichier de points générés NCI en un fichier ISO interprétable par le directeur de commande numérique. Ce dernier interprète la trajectoire et génère les consignes de vitesse et de position à partir des profils d'accélération – décélération; c'est le travail d'un directeur de commande numérique à jerk contrôlé. Puis, à chaque instant, les informations nécessaires au pilotage des axes de la machine sont calculées à partir d'une opération de double intégration.



En fonction du directeur de commande numérique, les trajets peuvent être exprimés sous forme de segment de droite, d'arc de cercle et de courbe polynomiale (figure 1. 3).

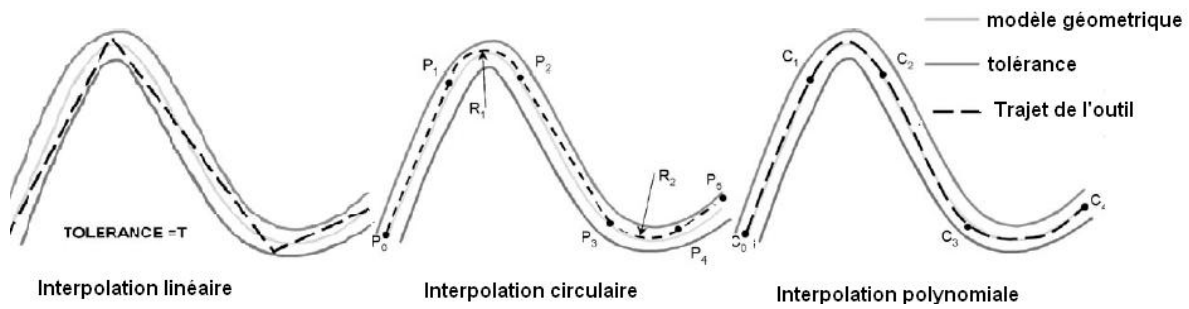


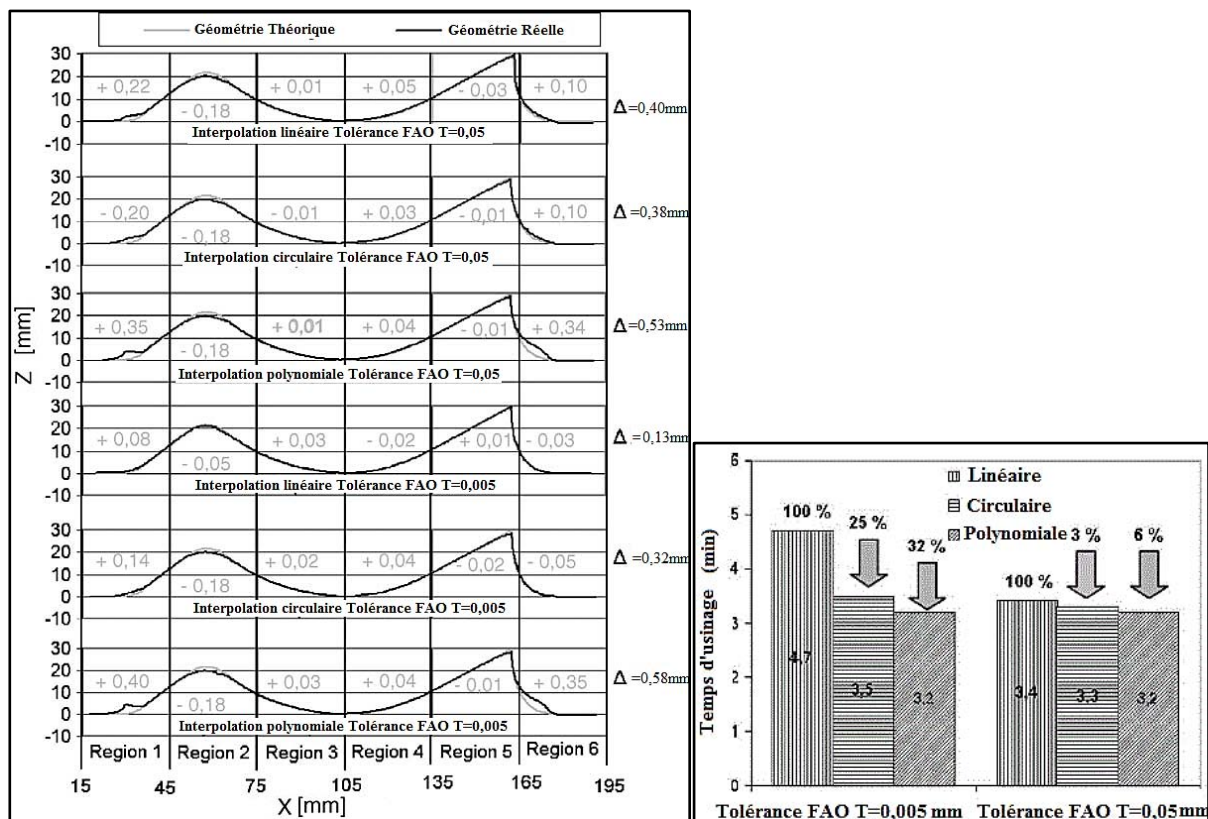
FIGURE 1. 3 : Formats de description d'un trajet [Helleno 06].

Une étude comparative entre les différents types d'interpolation (linéaire-circulaire-polynomiale) est réalisée par Helleno [Helleno 06] (figure 1. 4).



FIGURE 1. 4 : Pièce test [Helleno 06].

Cette étude a permis de démontrer que le format de description d'un trajet a une grande influence sur la tolérance de la pièce et sur le temps d'usinage (figure 1. 5).



(a) Précision géométrique de la pièce

(b) Temps d'usinage mesuré

FIGURE 1. 5 : étude comparative [Helleno 06].

Pour la trajectoire de l'outil exprimée en petits mouvements parcourus en interpolation linéaire, la génération de la trajectoire est réalisée en fonction d'un paramètre de hauteur de corde (Tolérance FAO) imposée par le bureau des méthodes. Une faible hauteur de corde permet d'avoir une surface conforme au modèle CAO de la pièce. En contrepartie, une augmentation du temps d'usinage aura lieu. Ceci est justifié dans les résultats de la figure 1. 5-b. Le temps d'usinage pour une tolérance de 0,005mm est égal à 4,7min et pour 0,05, il est égal à 3,4min.

A partir des résultats obtenus dans les travaux de Helleno [Helleno 06], nous pouvons conclure que pour l'interpolation linéaire et circulaire, une réduction de l'écart maximal  $\Delta$  présenté dans la figure 1. 5-a ( $\Delta = 0,13\text{mm}$  pour l'interpolation linéaire et  $\Delta = 0,32\text{mm}$  pour l'interpolation circulaire) entre la géométrie théorique et réelle est obtenue provoquant une augmentation du temps d'usinage, tandis que pour l'interpolation polynomiale il y a une augmentation significative de l'écart  $\Delta$  ( $\Delta = 0,58\text{mm}$ ) et un temps d'usinage minimal par rapport aux autres interpolations. Pour les pièces de formes complexes avec de faibles intervalles de tolérance, la trajectoire de l'outil est constituée d'une association de petits segments de droites. Cette discrétisation tend à ralentir la machine et par la suite à augmenter le temps d'usinage.

En FGV, les discontinuités en courbure ou en tangence au niveau du changement de direction et les différents types d'interpolations (figure 1. 6) tendent à ralentir le mouvement de l'outil et par la suite à augmenter le temps du cycle.

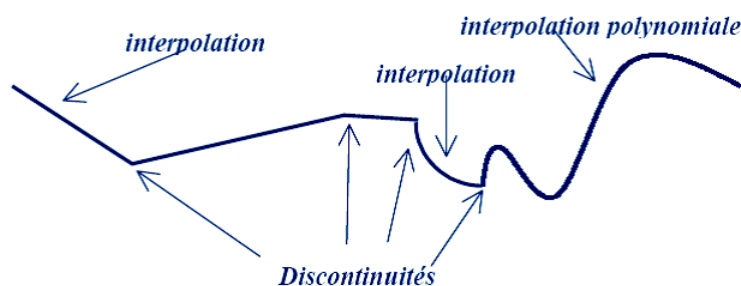


FIGURE 1. 6 : Discontinuités C1 sur une trajectoire d'usinage [Dugas02-a].

Les discontinuités engendrent de fortes sollicitations de la machine-outil. Afin de limiter ces phénomènes et de rendre la trajectoire de classe C1<sup>1</sup>, le directeur de commande numérique de la machine génère des courbes de raccords (des arcs de cercles), tout en respectant la tolérance imposée par le bureau des méthodes. Au niveau de la discontinuité, la vitesse

<sup>1</sup> Une trajectoire est de classe C1 si elle est continue et si en tout point elle admet une tangente.

d'avance est limitée en accélération et en jerk. D'où, ni la trajectoire ni la vitesse ne sont respectées (figure 1. 7).

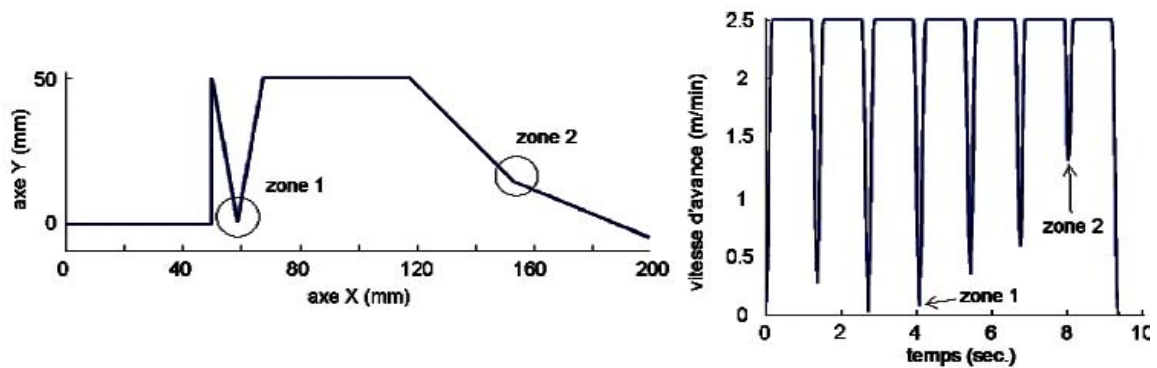


FIGURE 1. 7 : Influence de discontinuités en tangence sur l'évolution de la vitesse d'avance [Lavernhe 06].

Il est à noter que dans le contexte de l'usinage à grande vitesse, le temps d'usinage dépend principalement des ralentissements de la machine pendant les trajets suivis.

L'objectif principal recherché par les industries de fabrication des moules d'injection est la détermination du temps réel d'usinage qui reste une tâche très délicate pour l'estimation d'un devis.

Généralement, il existe deux méthodes analytiques pour le calcul du temps d'usinage : la première utilise la longueur de la trajectoire tels que [Sonmez 99], [Gara 09] : cette méthode sera de plus en plus complexe pour des outils de diamètre plus petit que le rayon de raccordement de la poche ainsi que pour des poches de formes complexes. La deuxième approche consiste à calculer le rapport entre le volume de la matière à enlever et le débit [Zuprel 03], [Othmani 11] et [Bouaziz 04]. Ces travaux s'appuient seulement sur des contraintes géométriques (géométrie de la surface à usiner, diamètre de l'outil, pas d'usinage...), et leurs résultats sont donc peu réalistes en FGV car ils sont similaires au temps calculé par un logiciel de FAO.

La figure 1. 8 représente respectivement le temps donné par un logiciel de FAO, le temps simulé (temps viewer) et le temps réel pour l'usinage d'une pièce ayant un fond incliné.

Pour calculer le temps, [Pechard 06] a utilisé un simulateur appelé « performance viewer ». Ce simulateur intègre les ralentissements dus à des discontinuités entre des interpolations linéaires G1 (c'est-à-dire qu'il ne traite que les interpolations linéaires).

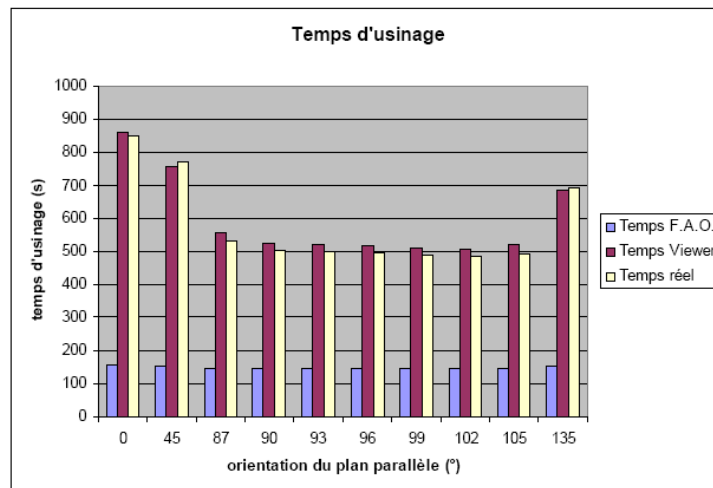


FIGURE 1. 8 : Comparaison des temps d'usinage [Pechard 06].

Les résultats présentés dans la figure 1. 8 montrent que le temps donné par un logiciel de FAO est toujours inférieur au temps réel. De plus, le temps FAO ne tient pas compte des différents angles d'orientation du plan d'usinage.

Pour remédier à cette problématique, les nouveaux travaux s'orientent vers l'intégration des paramètres cinématiques de la machine (accélération, Jerk) dans le calcul du temps d'usinage. Afin de déterminer le temps d'usinage, il est intéressant de prédire l'évolution de la vitesse d'avance en fonction des discontinuités présentées sur la trajectoire. Plusieurs travaux, tels que [Yan 99], [Dugas 02], [Pateloup 05], [Pessoles 10-b] et [Msaddek 12] se sont orientés vers une modélisation de franchissement pour les discontinuités en tangence et en courbure qui permettent d'évaluer la vitesse d'avance.

La figure 1. 9 décrit la correspondance entre l'évolution de la vitesse d'avance et le temps d'usinage. Le temps d'usinage proposé par Kim et al [Kim 02] prend en compte les accélérations et les décélérations d'une machine à commande numérique conventionnelle, c'est à dire un mode de pilotage à profil d'accélération rectangulaire.

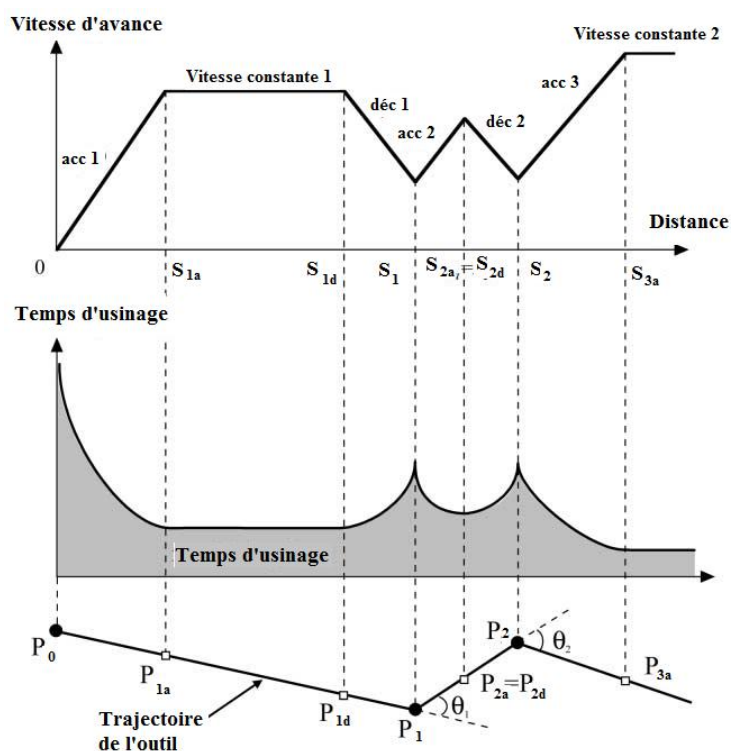


FIGURE 1. 9 : Modèle du temps d'usinage [Kim 02].

D'après Yan et al. [Yan 99], le temps d'usinage total comprend le temps de cycle, le temps de positionnement et les temps d'accélération et de décélération de la broche.

Cependant, la variation de la vitesse d'avance est l'un des paramètres qui a un impact sur le temps de cycle. Ce dernier correspond au plus important pourcentage, égal à 97,3% du temps total dans leur contexte d'étude (figure 1. 10).

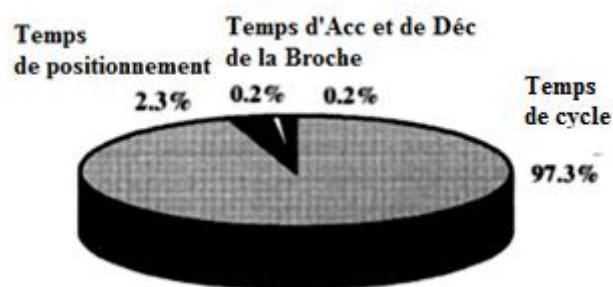


FIGURE 1. 10 : Répartition du temps d'usinage [Yan 99].

Dans le cadre de l'estimation du temps d'usinage en FGV en tenant compte du comportement cinématique de la machine, nous trouvons des travaux qui utilisent des approches dites mécanistes [Moneral 03], [Siller 06]. Ces approches consistent à déterminer des modèles permettant de prédire le temps de cycle. Ces modèles sont basés sur des valeurs expérimentales de l'accélération en fonction de la géométrie de la trajectoire (angle d'orientation et longueur).

Moneral et al. [Moneral 03] ont proposé un modèle exponentiel de l'accélération permettant d'évaluer la vitesse d'avance réelle en travaillant en zigzag pour différents angles d'orientation du trajet de l'outil présenté sur la figure 1. 11.

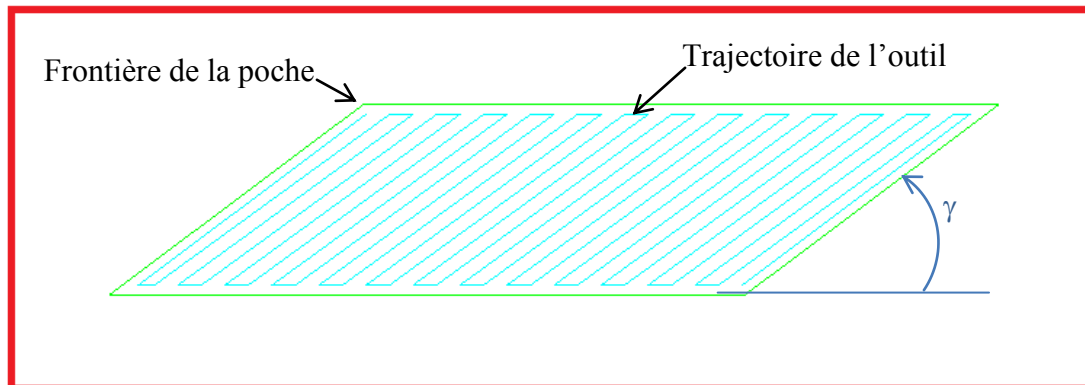


FIGURE 1. 11 : Usinage en zigzag pour un angle d'orientation  $\gamma$ .

Ce modèle est basé sur des essais expérimentaux sur un centre de fraiseage HURON KX-10 équipé d'un directeur de commande SIEMENS 840D (avec seulement l'utilisation de l'interpolation linéaire G01). Il permet d'évaluer l'accélération en fonction de la vitesse d'avance programmée. Il est donné par l'équation suivante :

$$A_m = 363 \left[ 1 - e^{((5 - V_{fprog})/3.07)} \right] + 320 \quad (1.1)$$

Les résultats obtenus avec cette approche donnent une bonne approximation pour l'évaluation de la vitesse d'avance réelle au niveau des discontinuités et par la suite du temps de cycle (figure 1. 12).

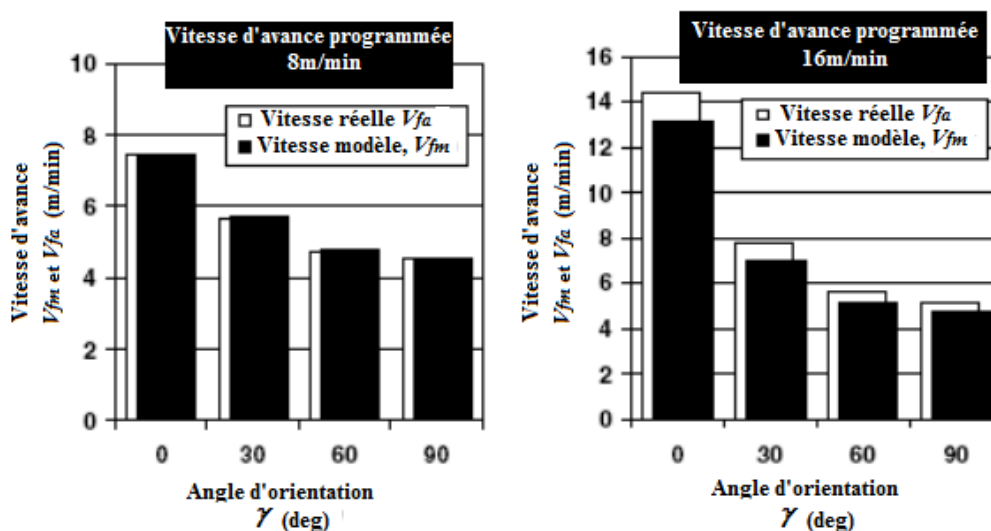


FIGURE 1. 12 : Vitesses d'avance en fonction de l'angle  $\gamma$  [Moneral 03].

Siller et al. [Siller 06] ont proposé un modèle pour l'évaluation du temps de cycle en FGV des surfaces sculptées.

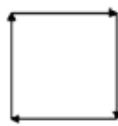
Dans ce modèle, la trajectoire de l'usinage est une association de segments de droite et le passage entre deux segments engendre une discontinuité en tangence. L'association de ce trajet est distinguée en deux catégories selon la valeur de l'angle d'orientation et longueur du segment :

1- mouvement brusque : une association de longs segments ayant un changement de direction plus grand que  $60^\circ$  (figure 1. 13).

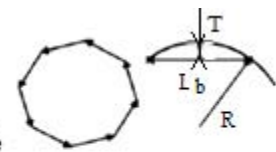
2- mouvement lisse : une association de courts segments ayant un petit changement de direction en générant un arc de cercle de rayon constant donné par l'équation (1.2).

$$R = \frac{L_b}{4T} + \frac{T}{2} \quad (1.2)$$

**Mouvements brusques**  
changement de direction  
d'un angle de  $90^\circ$ ;  
pour ce cas la vitesse  
d'avance s'annule



**Mouvements lisses**  
Une séquence de mouvement  
linéaire traçant un arc de cercle  
de rayon constant



(a) Catégorie 1

(b) Catégorie 2

FIGURE 1. 13 : Les catégories associées avec le type de changement [Siller 06].

La figure 1. 14 représente les profils mesurés de la vitesse d'avance pour les deux catégories. En utilisant la catégorie 1, les auteurs ont mesuré la vitesse d'avance pour différentes longueurs du segment  $L_b$  et différentes valeurs de vitesse programmées. Concernant la catégorie 2, ils ont mesuré la vitesse d'avance pour différents rayons de courbure  $R$ . Ces derniers sont calculés en fonction de la longueur de segment  $L_b$  et de la largeur de corde  $T$ . cette largeur est fixée à  $0,003\text{mm}$  pour ces essais.

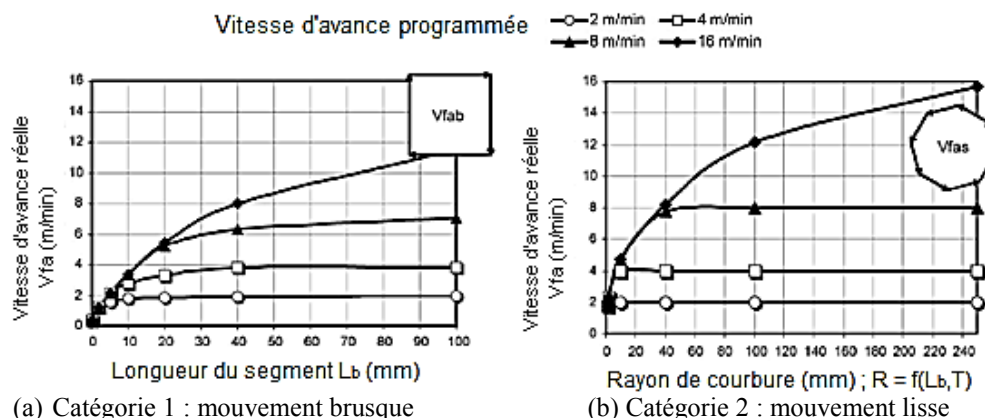


FIGURE 1. 14 : Évolution de la vitesse d'avance pour chaque catégorie [Siller 06].

Puis, les auteurs ont déterminé un histogramme à l'aide d'un système OPTIMILL V63 qui permet d'avoir une distribution de la trajectoire générée par intervalle de longueurs (figure 1. 15)

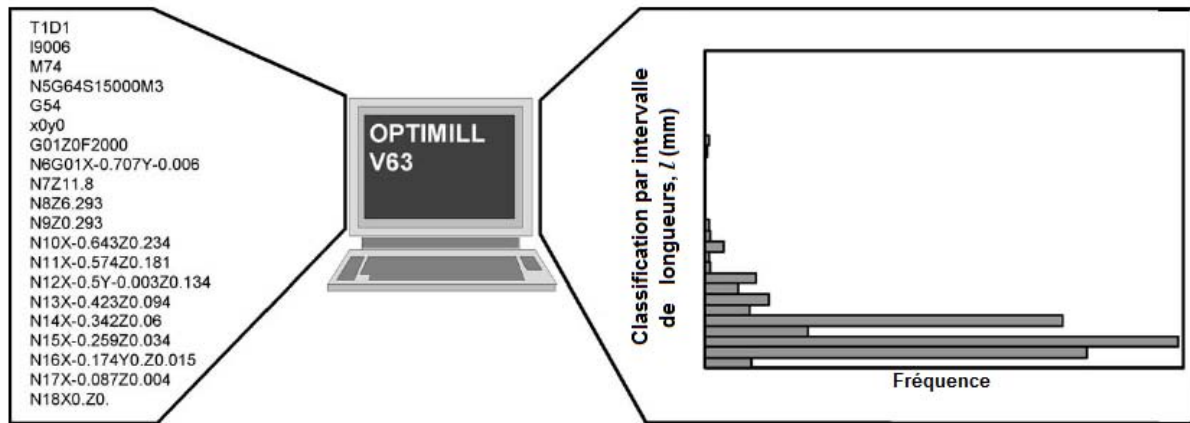


FIGURE 1. 15 : Processus d'obtention de la distribution de la trajectoire générée par intervalle de longueurs [Siller 06].

En utilisant cet histogramme, les auteurs ont pu déterminer la vitesse d'avance moyenne  $((1 - C_i) / V_{fabi} + C_i / V_{fasi})$  qui est fonction de la vitesse d'avance des deux catégories et d'un coefficient d'équilibre  $C_i$ . Ce dernier définit le pourcentage de mouvement lisse dans l' $i^{\text{ème}}$  intervalle. De même  $(1 - C_i)$  définit le pourcentage de mouvement brusque dans l' $i^{\text{ème}}$  intervalle.

Le temps de cycle total est la somme des temps de cycles estimés pour chaque intervalle présenté dans l'histogramme :

$$T_c = \sum_{i=1}^n f_i L_{bi} \left( \frac{1 - C_i}{V_{fabi}} + \frac{C_i}{V_{fasi}} \right) \quad (1.3)$$

Avec :

$f_i$  : Fréquence de distribution

$L_{bi}$  : Longueur du  $i^{\text{ème}}$  segment

En conclusion, le calcul du temps de cycle en FGV est principalement lié à la géométrie de la trajectoire d'outil et à l'évolution de la vitesse d'avance au cours de l'usinage. Pour cela, nous faisons dans la suite une étude bibliographique sur les propriétés des machines-outils en FGV et sur les modèles permettant d'évaluer la vitesse d'avance. De plus, nous citons les différents travaux qui portent sur l'amélioration de la stratégie d'usinage en FGV.

### 3. Comportement cinématique des Machines-outils FGV

En FGV, les vitesses d'avance dépassent 10m/min. Pour atteindre ces vitesses, il faut des accélérations importantes. La machine subit donc des faits cinématique et dynamique au niveau de sa structure, de ses asservissements et de sa commande numérique. Ces faits tendent à perturber les conditions de coupe attendues.



Pour cela, il faut bien adapter les trajectoires de l'outil à un pilotage rapide des machines et respecter les capacités cinématiques de la machine. D'autre part, la machine doit avoir une structure rigide et appropriée à ces conditions et aussi un directeur de commande numérique de haute performance. Les performances de la machine sont caractérisées par la valeur d'accélération, le temps de cycle d'interpolation et le nombre de blocs anticipées. La lecture anticipée de ces blocs est une fonction nommée « look ahead<sup>2</sup> ». Cette fonction permet au DCN de prédire les ralentissements nécessaires pour un certain nombre de blocs en aval du programme. Sans cette fonction, le contrôleur commande les axes de façon à pouvoir s'arrêter à la fin du segment.

De plus, le DCN devrait être adapté à interpréter les interpolations polynomiales de degré élevé. Ce type d'interpolation évite les discontinuités en tangence et en courbure.

### **3.1. Loi de mouvement assurée par un axe**

Dans cette partie, nous envisageons de détailler le processus de calcul d'une loi de mouvement appliquée à un parcours d'usinage.

#### **3.1.1. Les Lois de mouvement**

Lors d'une discontinuité en tangence<sup>3</sup> ou en courbure<sup>4</sup>, la commande numérique ralentit la machine afin de respecter les tolérances d'usinage demandées lors d'un changement de direction. Le mouvement de déplacement de l'outil aux niveaux des discontinuités est limité par les contraintes cinématiques de la machine (les valeurs maximales d'accélération et de jerk pour chaque axe). Généralement, pour une machine à commande numérique, nous pouvons distinguer deux types de profil d'accélération, le profil d'accélération rectangulaire (figure 1. 16-a) et le profil d'accélération trapézoïdale (figure 1. 16-b). Ce dernier permet d'avoir une accélération des axes d'interpolation avec limitation des à-coups. Cependant, c'est un mode de pilotage plus lent que le mode de pilotage à profil d'accélération rectangulaire.

---

<sup>2</sup> La lecture anticipée de la trajectoire

<sup>3</sup> Au niveau d'une discontinuité en tangence, la dérivée de la tangente à la trajectoire n'est pas définie

<sup>4</sup> Au niveau d'une discontinuité en courbure, la dérivée seconde de la tangente à la trajectoire n'est pas définie. Il existe une continuité de premier ordre (en tangence) puis la continuité de second ordre n'est plus assurée.

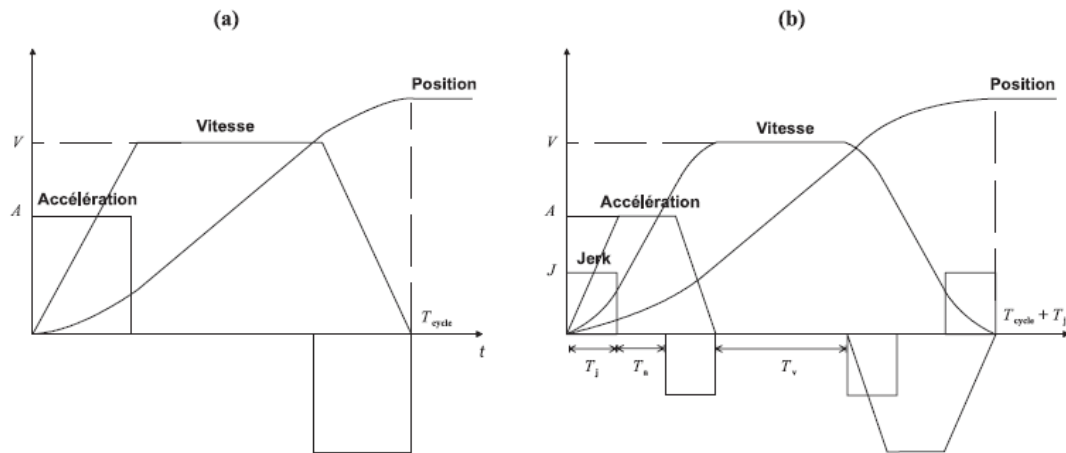


FIGURE 1-16: Lois de mouvement classiques : (a) profil d'accélération rectangulaire, (b) profil d'accélération à jerk contrôlé.  
 (b) profil d'accélération trapézoïdal [Béarée 05-a].

En FGV, la première loi de commande avec un profil d'accélération rectangulaire n'est pas adaptée, malgré qu'elle permet de diminuer le temps d'usinage, car elle engendre des secousses importantes sur la structure de la machine et ne permet pas d'obtenir une précision géométrique acceptable.

### 3.1.2. Modélisation théorique de la vitesse d'avance

Chaque axe d'une machine est caractérisé par ses capacités cinématiques maximales. Un axe donné  $i$  dispose d'une vitesse d'avance maximale  $V_{mi}$ , d'une accélération maximale  $A_{mi}$  et d'un jerk maximal  $J_{mi}$ .

Lors du suivi d'un trajet linéaire, le profil de vitesse contient sept étapes [Pateloup 05].

Les sept étapes du profil de vitesse pour une ligne droite de longueur 100mm avec une vitesse initiale nulle et finale nulle, une valeur de vitesse programmée égale à 18000mm/min, d'accélération égale à  $3 \text{ m/s}^2$  et de jerk égale à  $50 \text{ m/s}^3$  sont présentées sur la figure 1. 17 :

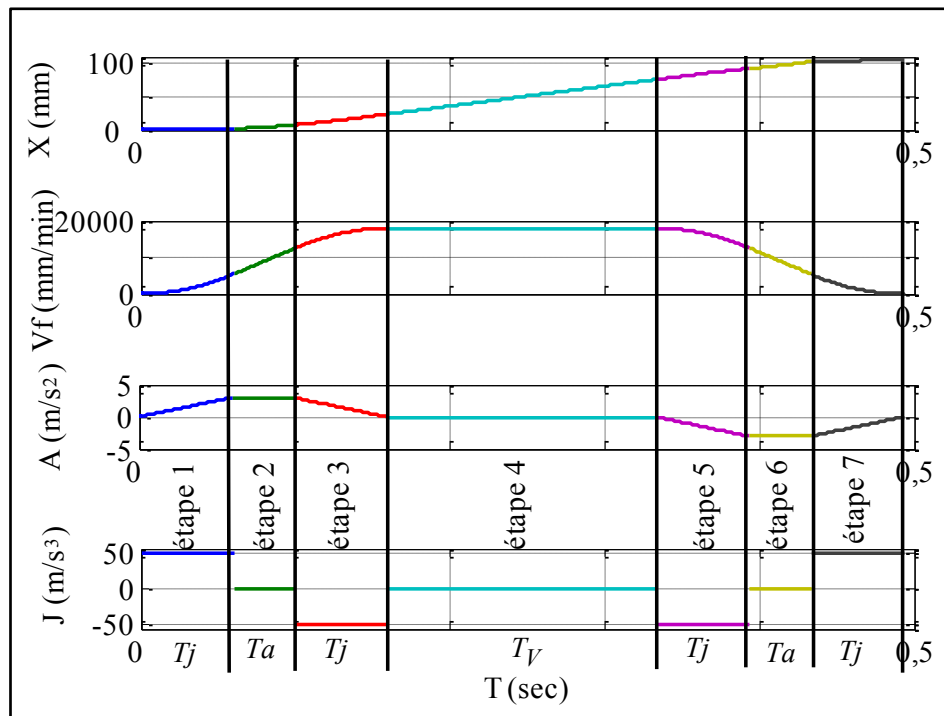


FIGURE 1. 17 : Parcours d'un bloc linéaire suivant l'axe X à jerk contrôlé.

Étape	Description de l'étape	$\ddot{X}(t) =$
$0 \leq T \leq T_j$	augmentation de vitesse et d'accélération à jerk constant	$J \times t$
$T_j \leq T \leq T_j + T_a$	augmentation de vitesse à accélération constante et jerk nul	$A$
$T_j + T_a \leq T \leq T_a + 2T_j$	augmentation de vitesse et diminution d'accélération à jerk constant	$A - J \times t$
$T_a + 2T_j \leq T \leq T_a + 2T_j + T_v$	vitesse d'avance constante et égale à la vitesse programmée avec accélération et jerk nul	$0$
$T_a + 2T_j + T_v \leq T \leq T_a + 3T_j + T_v$	diminution de vitesse et augmentation de décélération à jerk constant	$-J \times t$
$T_a + 3T_j + T_v \leq T \leq 2T_a + 3T_j + T_v$	diminution de vitesse à décélération constante et jerk nul	$-A$
$2T_a + 3T_j + T_v \leq T \leq 2T_a + 4T_j + T_v$	diminution de vitesse et décélération à jerk constant	$-A + J \times t$

Tableau1. 1 : Profil de vitesse à jerk contrôlé [Pateloup 05].

Dans ce cas, les sept étapes de la construction de la vitesse d'avance existent mais si nous faisons varier les paramètres d'entrée (jerk, longueur du trajet, vitesse d'avance programmée...), nous constatons qu'il y a des étapes qui disparaissent.

Par exemple, si nous faisons diminuer la valeur de la vitesse programmée ( $V_{prog} = 10000 \text{ mm/min}$ ), nous obtenons les courbes suivantes :

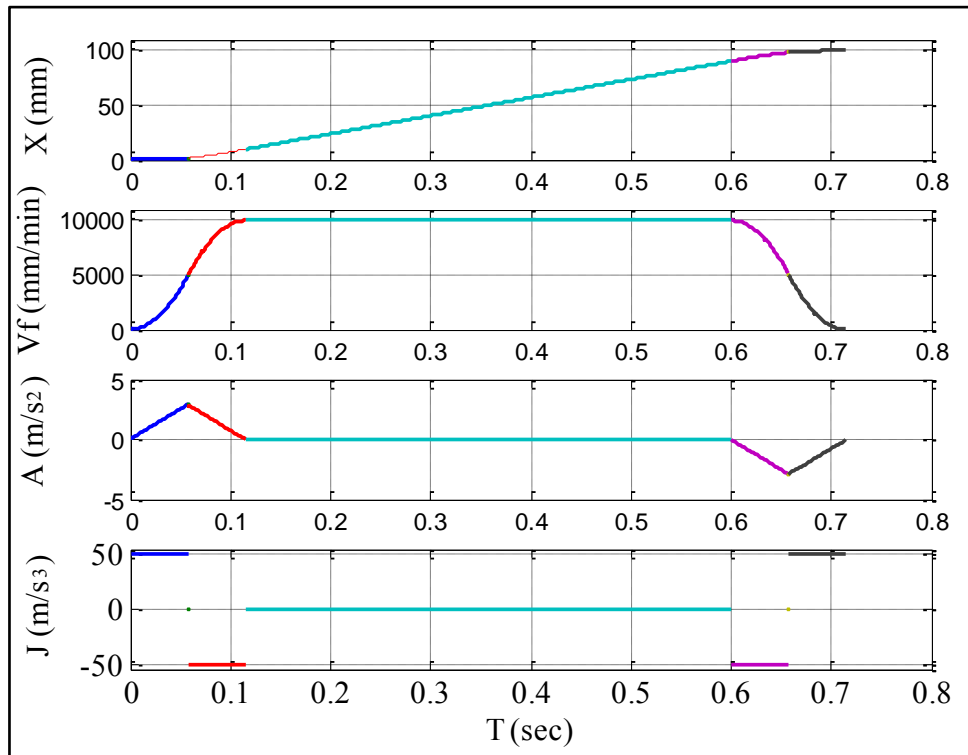


FIGURE 1. 18 : Disparition des étapes 2 et 6.

La figure 1. 18 montre la disparition des étapes 2 et 6, la valeur d'accélération maximale ne sera pas atteinte dans ce cas.

Pour une longueur du trajet ( $l_{tot} = 5 \text{ mm}$ ), nous obtenons les courbes suivantes :

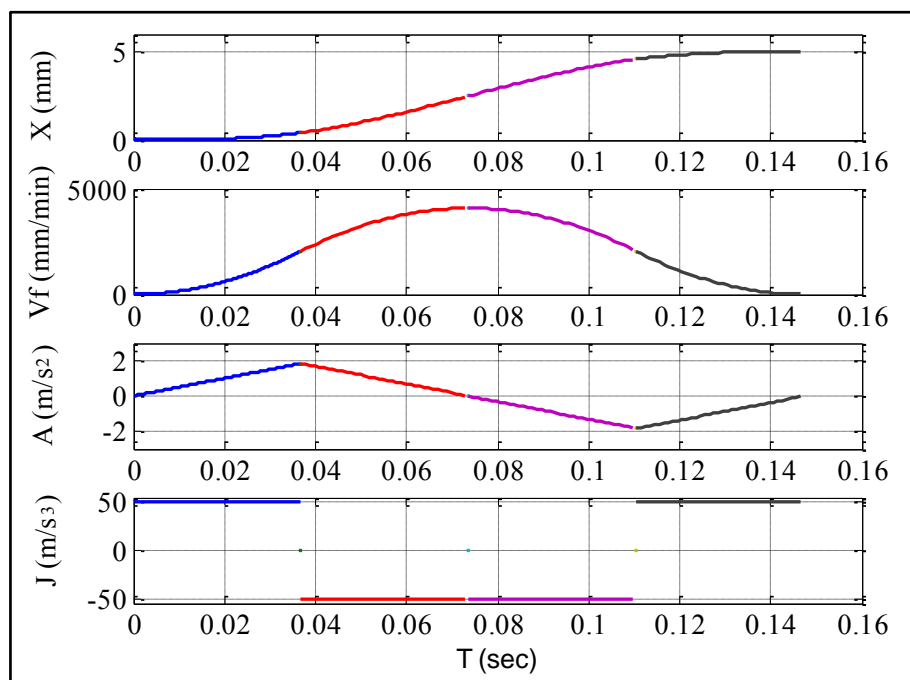


FIGURE 1. 19 : Disparition de l'étape 4 ;  $l_{tot}=5 \text{ mm}$ .

La figure 1. 19 montre la disparition de l'étape 4, la valeur de la vitesse d'avance maximale ne sera pas atteinte dans ce cas. Ceci est dû à la longueur de la trajectoire qui est inférieure à la longueur d'accélération et de décélération [Pateloup 05].

### 3.2. Modélisation d'un profil interpolé sur deux axes

Le comportement cinématique d'une machine-outil lors du suivi d'un trajet dans le plan (XY), présenté sur la figure 1. 20, est déterminé à travers l'étude du comportement cinématique d'un mobile en mouvement possédant une vitesse, une accélération et un jerk contrôlé.

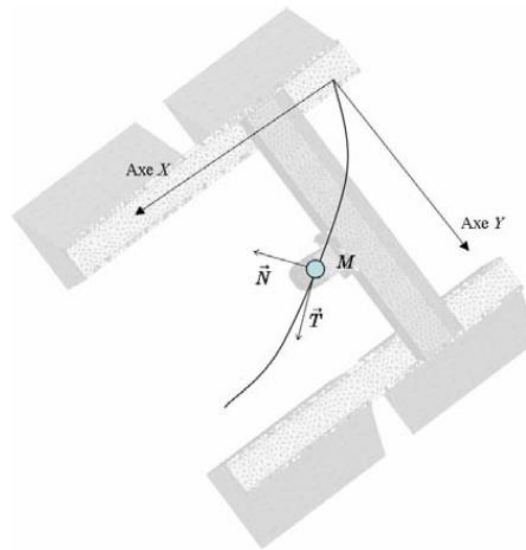


FIGURE 1. 20 : Paramétrage du suivi du profil dans le repère de Frenet [Béarée 05-b].

Nous nous intéresserons dans la suite seulement à l'interpolation linéaire et circulaire.

#### 3.2.1. Modélisation de la vitesse d'avance pour une interpolation linéaire

Dans le cas d'un trajet linéaire, les équations (1.4 et 1.5) montrent que les valeurs normales d'accélération (centripètes) et de jerk sont nulles.

$$\vec{A} = \frac{d\vec{V}}{dt} = \frac{dV(t)}{dt} \cdot \vec{T} = A_t \cdot \vec{T} \quad (1.4)$$

$$\vec{J} = \frac{d\vec{A}}{dt} = \frac{d^2V(t)}{dt^2} \vec{T} = J_t \vec{T} \quad (1.5)$$

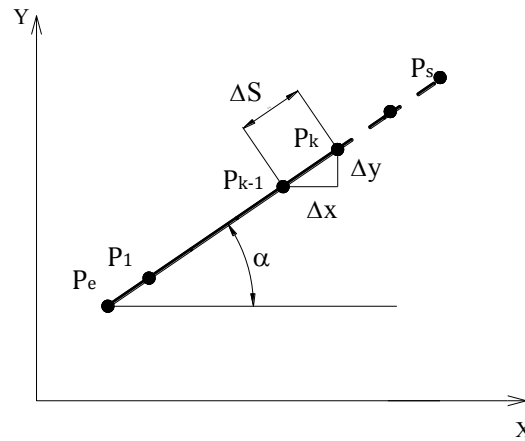


FIGURE 1. 21 : Interpolation linéaire [Erkorkmaz 01].

En interpolation linéaire, l'outil se déplace d'un point à un autre en suivant un trajet linéaire (figure 1. 21).

La trajectoire interpolée est divisée en petits segments, avec  $P_e$  le point de départ,  $P_s$  le point final et  $\Delta S$  est donné par :

$$\Delta S = \sqrt{(\Delta x)^2 + (\Delta y)^2} \quad (1.6)$$

Pour des segments de faibles longueurs, la vitesse d'avance sera limitée par le directeur de commande numérique. Pour éviter ces ralentissements de vitesse, il faut que le calcul de la longueur de ces segments tienne compte du temps de cycle d'interpolation  $T_{cy}$ .

$$\Delta S = V_m T_{cy} \quad (1.7)$$

La vitesse d'avance pour un axe est donnée par :

$$V_x = V_m \frac{\Delta X}{\Delta S} = V_m \cos \alpha \quad (1.8)$$

$$V_y = V_m \frac{\Delta Y}{\Delta S} = V_m \sin \alpha \quad (1.9)$$

$\alpha$  est l'angle d'inclinaison de la droite par rapport à l'axe X dans le plan machine.

La figure 1. 22 représente le cas du suivi d'une droite inclinée d'un angle  $\alpha=25^\circ$  présenté dans [Béarée 05-b], pour les paramètres cinématiques suivants :  $V_m = 1,3$  m/s,  $A_m = 8$  m/s<sup>2</sup>,  $J_m = 100$  m/s<sup>3</sup>.

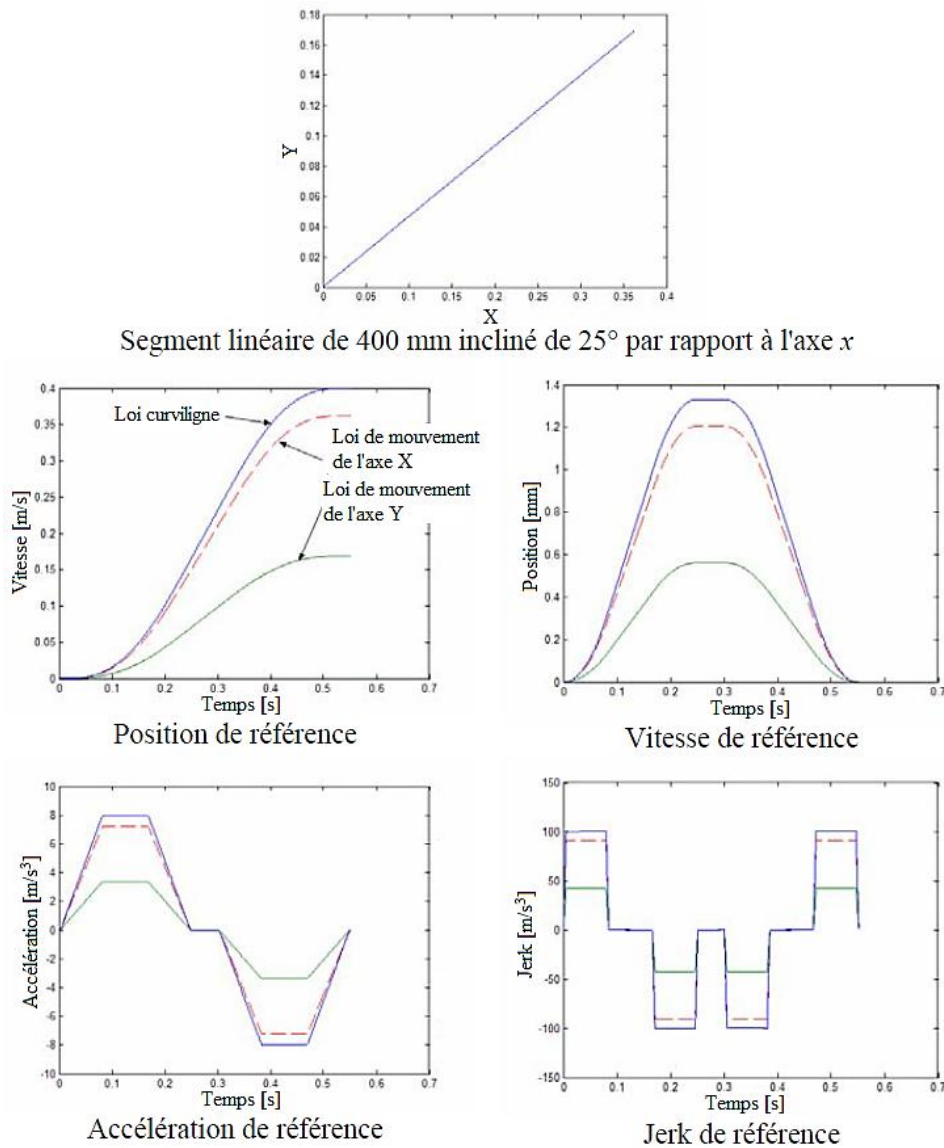


FIGURE 1. 22 : Comparaison entre la dynamique curviligne de référence et la loi de mouvement des axes pour un profil linéaire (loi à jerk limité) [Béarée 05-b].

La figure 1. 22 présente les enregistrements effectués sur la machine-outil étudiée. La vitesse d'avance, l'accélération tangentielle et le jerk au niveau des axes X , Y sont respectivement

$$V_X = V_m \cos \alpha = 1,17m / s, A_X = A_m \cos \alpha = 7,25m / s^2, J_X = J_m \cos \alpha = 90,6m / s^3$$

$$V_Y = V_m \sin \alpha = 0,54m / s, A_Y = A_m \sin \alpha = 3,38m / s^2, J_Y = J_m \sin \alpha = 42,26m / s^3$$

L'axe le moins dynamique impose ses capacités cinématiques durant un déplacement interpolé entre plusieurs axes.

$$V_m = \min \left( \frac{V_X}{|\cos \alpha|}, \frac{V_Y}{|\sin \alpha|} \right); A_m = \min \left( \frac{A_X}{|\cos \alpha|}, \frac{A_Y}{|\sin \alpha|} \right); J_m = \min \left( \frac{J_X}{|\cos \alpha|}, \frac{J_Y}{|\sin \alpha|} \right) \quad (1.10)$$

La figure 1. 23 représente l'évolution de la vitesse d'avance pour différentes valeurs de l'angle d'orientation  $\alpha$  de la trajectoire de l'outil présentée dans la figure 1. 21.

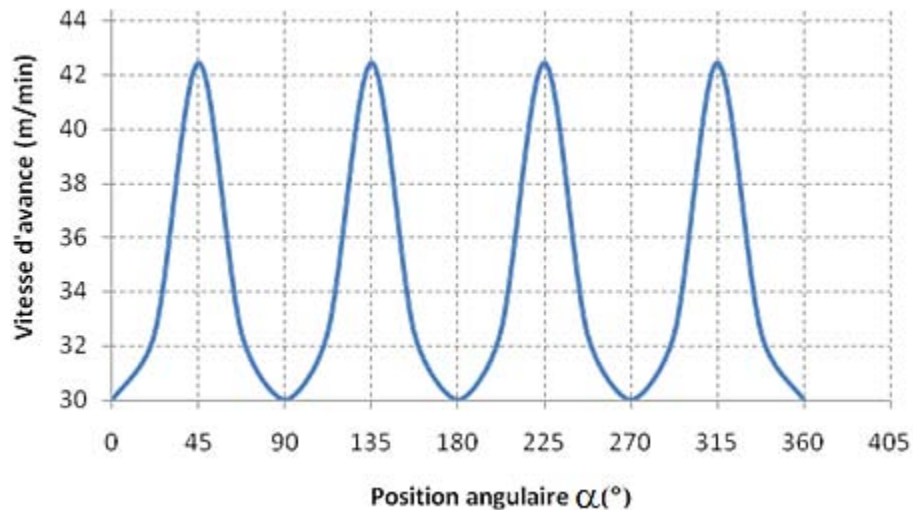


FIGURE 1. 23 : Capacité de vitesse d'avance [Tapie 07-a].

La figure 1. 23 montre qu'en interpolation linéaire, la limitation de la vitesse d'avance est fonction de l'angle  $\alpha$ , et ceci, sur chaque quadrant de  $90^\circ$ .

En FGV, les performances du DCN sont également source de limitations. Ceci ralentit le suivi lors du franchissement de segments de faibles longueurs. Aussi la fonction look ahead peut limiter la vitesse d'avance à cause du nombre limité de blocs anticipés ou par les calculs lourds à effectuer [Lavernhe 06].

La figure 1. 24 présente le ralentissement de la vitesse d'avance lors du passage par un segment de faible longueur, et ceci aura lieu quand le temps de parcours du segment est inférieur au temps de cycle d'interpolation. Dans ce cas, le rôle de la phase de préparation de la trajectoire est d'adapter la vitesse d'avance au temps de cycle d'interpolation.

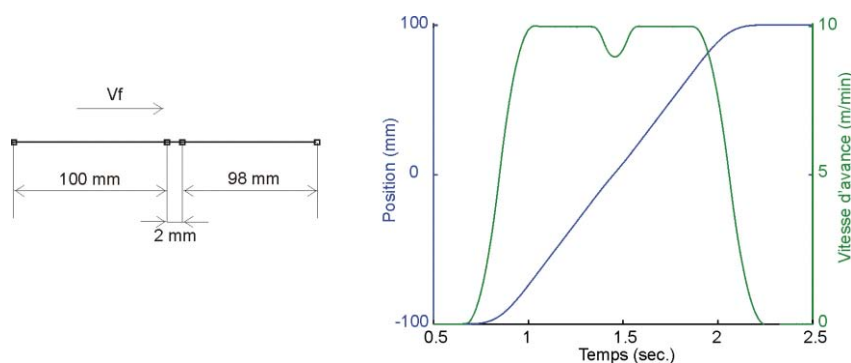


FIGURE 1. 24 : Influence d'un segment de faible longueur sur la vitesse [Lavernhe 06].

De ce fait, DUGAS [Dugas 02-a] a proposé la vitesse d'avance maximale pour un segment de longueur  $L$  en fonction de la vitesse d'avance programmée et du temps de cycle d'interpolation  $T_{cy}$ .



$$V_{lim\ m} = \min\left(V_{fprog}, \frac{L}{T_{cy}}\right) \quad (1.11)$$

L'augmentation du nombre de blocs anticipés augmente le nombre de calcul. Ceci demande une grande quantité de traitements qui pourrait être pénalisante pour le suivi.

Il faut chercher alors un compromis qui consiste à anticiper le nombre de blocs en aval en garantissant un respect de la trajectoire programmée étant donné les capacités cinématiques des axes, ceci était évoqué dans les travaux de [Lavernhe 06].

### 3.2.2. Modélisation de la vitesse d'avance sur une interpolation circulaire

Lors d'une interpolation circulaire de rayon (R), l'accélération est composée d'une accélération tangentielle dans la direction tangente à la trajectoire (t) et d'une accélération normale dans la direction normale à la trajectoire (n) (accélération centripète). Chaque composante est contrôlée respectivement par un jerk dit jerk tangentiel et jerk centripète.

L'équation (1.13) montre que les composantes tangentielles et normales de l'accélération ne sont pas nulles.

$$\vec{A} = A_t \cdot \vec{T} + A_n \cdot \vec{N} \quad (1.12)$$

$$A_t = \frac{dV(t)}{dt}, A_n = \frac{V^2(t)}{R} \quad (1.13)$$

$$\vec{J} = J_t \cdot \vec{T} + J_n \cdot \vec{N} \quad (1.14)$$

$$J_t = \frac{d^2V(t)}{dt^2}, J_n = 2 \frac{V(t)}{R} \frac{dV(t)}{dt} - \frac{V^2(t)}{R^2} \frac{dR}{dt} \quad (1.15)$$

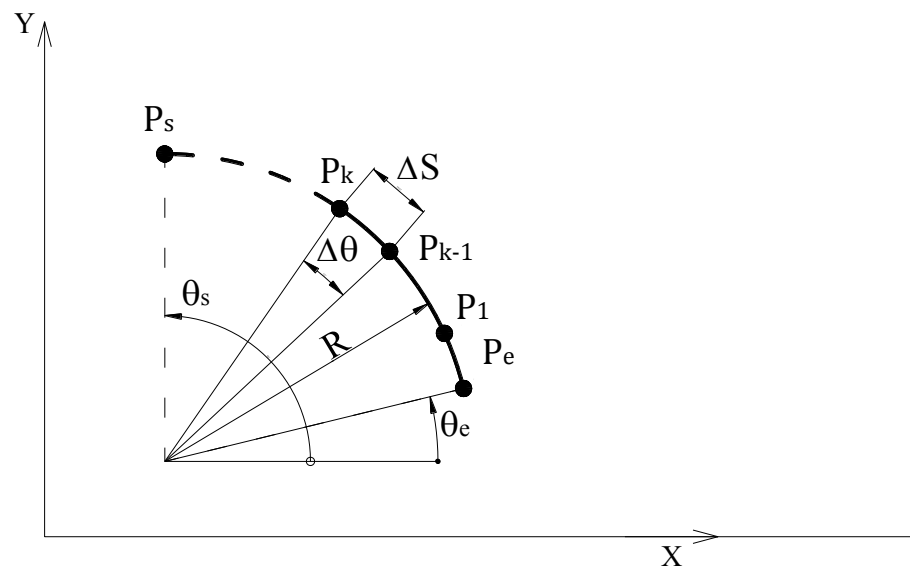


FIGURE 1. 25 : Interpolation circulaire [Erkorkmaz 01].

La trajectoire interpolée est divisée en petits arcs, avec  $P_e$  le point de départ,  $P_s$  le point final et  $\Delta S$  est donné par :

$$\Delta S = R \Delta \theta \quad (1.16)$$

Pour des arcs de faibles valeurs, la vitesse d'avance sera limitée par le directeur de commande numérique. La distance de discrétisation  $\Delta S$  est donnée par l'équation 1.17.

$$\Delta S = R \Delta \theta = V_m T_{cy} \quad (1.17)$$

Pour une interpolation circulaire, en plus de la limitation due à la capacité de l'axe présentée dans l'équation (1.18), la vitesse d'avance est limitée aussi par l'accélération normale, le jerk tangentiel et la valeur de rayon d'interpolation.

$$V_m = \min \left( \frac{V_{X \max}}{|\cos \theta_c|}, \frac{V_{Y \max}}{|\sin \theta_c|} \right); A_m = \min \left( \frac{A_{X \max}}{|\cos \theta_c|}, \frac{A_{Y \max}}{|\sin \theta_c|} \right); J_m = \min \left( \frac{J_{X \max}}{|\cos \theta_c|}, \frac{J_{Y \max}}{|\sin \theta_c|} \right) \quad (1.18)$$

Avec  $\theta_c \in [\theta_e, \theta_s]$ .

La vitesse d'avance correspondant à la limitation de l'accélération normale est donnée par [Tapie07-b] :

$$V_{An} = \sqrt{R \times A_n} \quad (1.19)$$

La vitesse d'avance correspondant à la limitation du jerk tangentiel est donnée par [Tapie07-b] :

$$V_{Jt} = \sqrt[3]{J_t \times R^2} \quad (1.20)$$

Nous pouvons conclure que la vitesse d'avance est liée à trois types de paramètres : les réglages et capacité du DCN, le programme CN et les capacités des axes. D'où la vitesse d'avance autorisée par le DCN ( $V_{cir m}$ ) est donnée par :

$$V_{cir m} = \min(V_{fprog}; V_{Jt}; V_{An}; V_{icy}; V_m) \quad (1.21)$$

### 3.3. Modélisation de la vitesse d'avance aux transitions de bloc

L'étude de l'accélération et du jerk d'un élément mobile suivant une trajectoire dans une base de frenet  $(\vec{T}, \vec{N})$  permet d'obtenir les équations paramétrées suivantes :

$$\begin{aligned} \vec{V} &= \frac{ds(t)}{dt} \cdot \vec{T} = V(t) \cdot \vec{T} \\ \vec{A} &= \frac{d\vec{V}}{dt} = \frac{dV(t)}{dt} \cdot \vec{T} + V(t) \cdot \left( V(t) \frac{d\vec{T}}{ds} \right) = A_t \cdot \vec{T} + A_n \cdot \vec{N} \\ \vec{J} &= \frac{d\vec{A}}{dt} = J_t \vec{T} + 2A_n V(t) \frac{d(\vec{T})}{ds} + V(t)^3 \frac{d^2(\vec{T})}{ds^2} \end{aligned}$$

En s'appuyant sur la géométrie des trajets, deux types de discontinuités sont distingués:

### 3.3.1. Discontinuité en tangence

Au passage d'une discontinuité en tangence, la dérivée de la tangente à la trajectoire  $\frac{d(\bar{T})}{ds}$  n'est pas définie, par conséquent, la vitesse de passage  $V$  doit être nulle afin de ne pas obtenir une accélération infinie.

Le passage par une vitesse nulle au franchissement de la discontinuité est une manière de résoudre le problème. Cependant, ceci implique un arrêt du processus de coupe, un risque de marquage de la pièce et une augmentation du temps d'usinage.

La figure 1. 26 présente l'évolution de la vitesse d'avance lors du passage d'une discontinuité en tangence par une vitesse nulle, avec une vitesse d'avance programmée égale à 10 m/min, une accélération de 5 m/s<sup>2</sup>, un Jerk de 50 m/s<sup>3</sup> et deux segments de droites chacun de longueur égale à 100 mm orientés d'un angle de 90°.

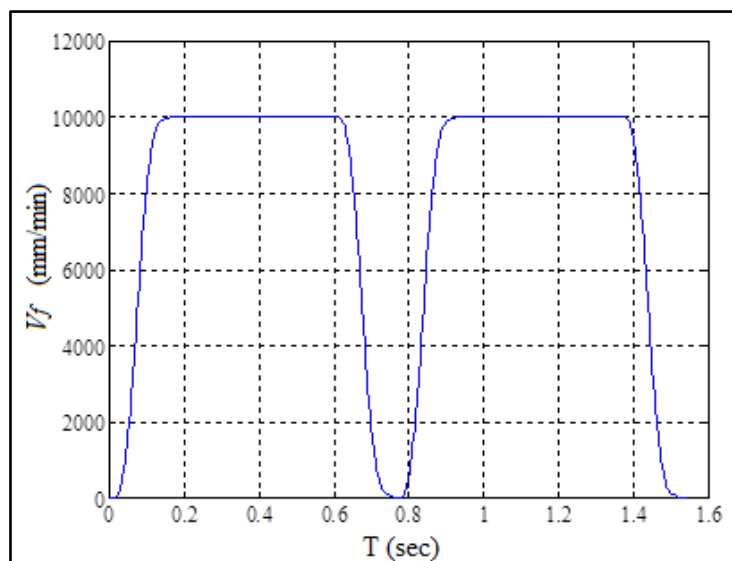


FIGURE 1. 26 : Profil de la vitesse lors de passage sur une discontinuité en tangence par une vitesse nulle.

Une autre solution est d'autoriser une erreur entre le trajet programmé et la trajectoire réelle pour obtenir une vitesse de franchissement non nulle.

Pour définir une valeur de tolérance d'interpolation  $\varepsilon$ , le contrôleur de type Siemens 840D [SIEMENS 04] utilise deux manières : (i) distance de transition à la discontinuité réalisée par la fonction G641 et (ii) tolérance axiale réalisée par la fonction G642.

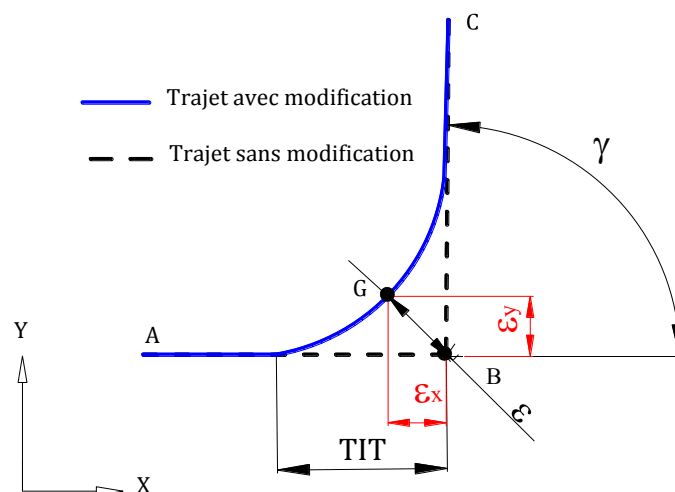


FIGURE 1. 27 : Différentes méthodes pour la création d'un bloc d'arrondissement par le DCN.

La commande G641 insère un élément de transition entre les blocs avec une distance de transition TIT. Cette distance est programmée dans le paramètre ADIS<sup>5</sup>. Alors que l'élément de transition inséré par la commande G642 est lié aux tolérances axiales définies dans un paramètre de la CN ( $\epsilon_x$  et  $\epsilon_y$  figure 1. 27).

Plusieurs travaux sont dédiés à la modélisation du rayon de raccordement au niveau des discontinuités en tangence. Deux modèles ont été distingués. Le premier consiste à approximer la trajectoire par une fonction polynomiale [Heng 10], [Pessoles 10-a]. Le second est basé sur l'ajout d'un arc de cercle au franchissement des discontinuités. Le rayon de cet arc est déterminé pour une discontinuité entre deux interpolations linéaires comme détaillé ci-dessous [Pateloup04], [Dugas 02-a].

### 3.3.1.1. Modélisation des transitions par un arc de cercle

Au niveau de cette discontinuité, le directeur de commande autorise une vitesse d'avance non nulle s'il existe une erreur acceptable, il crée un arc de cercle en fonction de l'erreur et de l'angle d'ouverture  $\beta$  (figure 1. 28) [Dugas 02-b], [Pechard 06] et [Moneral 03].

Selon DUGAS [Dugas 02-a], le rayon de raccordement au niveau des discontinuités en tangence est fonction de la tolérance d'interpolation  $\epsilon$ , de la longueur des segments voisins  $l_1$  et  $l_2$  et de l'angle  $\beta$  (figure 1. 28) :

<sup>5</sup> Paramètre qui permet de programmer la distance de transition entre blocs (TIT) pour les fonctions d'interpolation G1, G2, G3.

$$R_c = \min \left( \varepsilon \times \frac{\cos\left(\frac{\beta}{2}\right)}{1 - \cos\left(\frac{\beta}{2}\right)}, \frac{l}{\sin\left(\frac{\beta}{2}\right)} - \varepsilon \right) \text{ avec } l = \min(l_1, l_2) \quad (1.22)$$

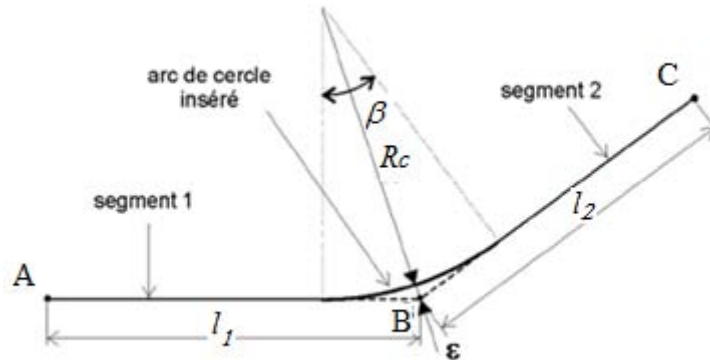


FIGURE 1. 28 : Modélisation de l'arrondissement au niveau d'une discontinuité en tangence [Dugas 02-b].

En utilisant l'équation 1.22, l'évolution du rayon de raccordement en fonction de l'angle d'ouverture  $\beta$  pour différentes valeurs d'erreur est présenté dans figure 1. 29.

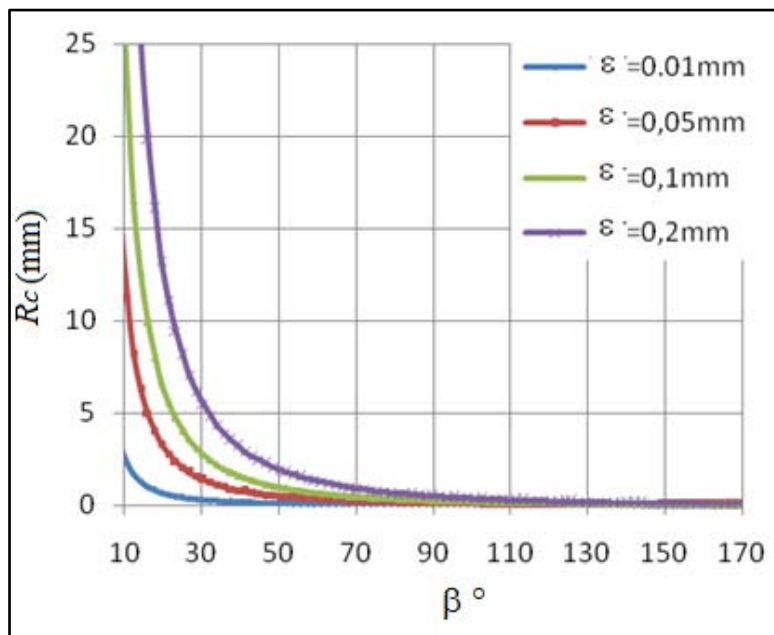


FIGURE 1. 29 : Rayon d'arrondissement au niveau des discontinuités en tangence.

La vitesse d'avance maximale au passage d'une discontinuité en tangence est donnée par :

$$V_{fc} = \sqrt{A_m R_c} \quad (1.23)$$

La vitesse  $V_{fc}$  est calculée pour une accélération maximale ( $A_m = 5 \text{ m/s}^2$ ) (figure 1. 31).

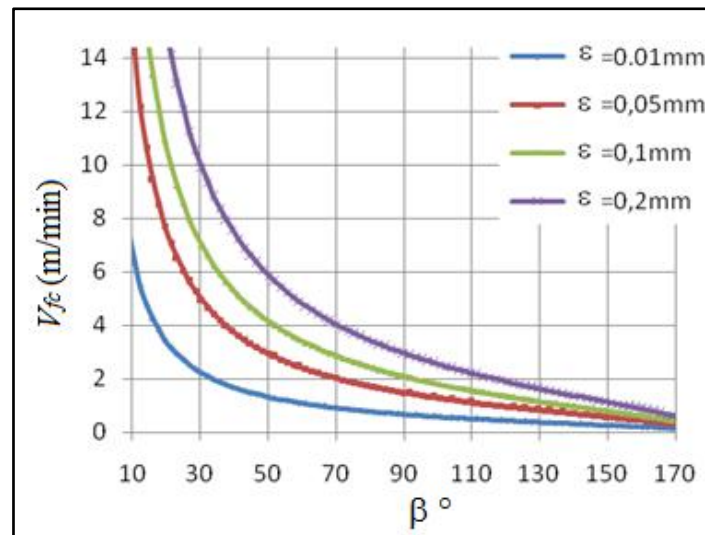


FIGURE 1.30 : Vitesse théorique maximale de passage sur une discontinuité en tangence

Comme le montre la figure 1.30, pour les faibles valeurs d'angle d'ouverture  $\beta$ , la vitesse  $V_{fc}$  maximale croît brusquement. Cette conclusion est la même pour toutes valeurs d'erreur imposée.

La figure 1.31 présente l'évolution de la vitesse d'avance lors du passage d'une discontinuité en tangence par une vitesse de franchissement non nulle. Avec une vitesse d'avance programmée égale à 10 m/min, une accélération de 5 m/s<sup>2</sup>, un Jerk de 50 m/s<sup>3</sup>, deux segments de droite de 100mm de longueur chacun, une tolérance d'interpolation de la trajectoire  $\epsilon = 0,1$  mm, un angle d'ouverture entre les deux segments  $\beta = 90^\circ$  et un rayon d'interpolation  $R_c = 0,24$  mm.

D'après l'équation (1.23), la vitesse de franchissement de la discontinuité en tangence  $V_{fc}$  est égale à 2,08m/min.

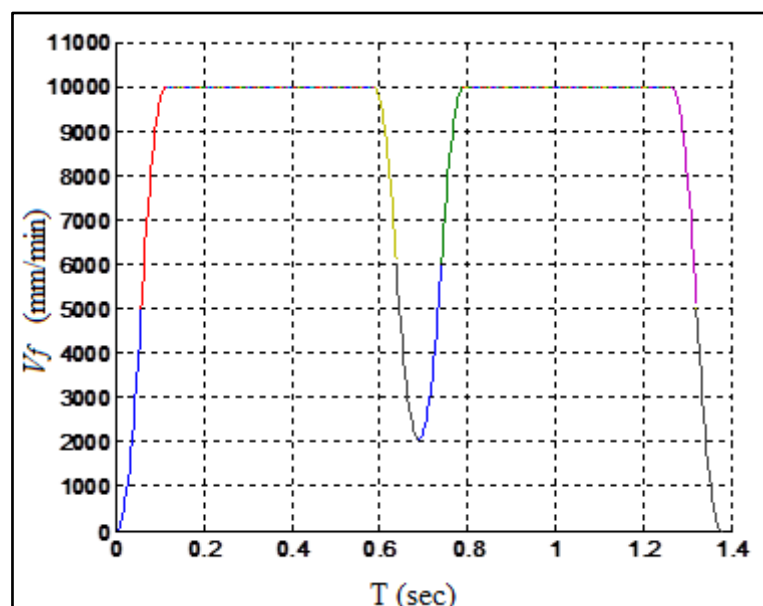


FIGURE 1. 31 : Profil de la vitesse lors de passage d'une discontinuité en tangence par une vitesse non nulle.

À partir des profils de vitesse présentés dans la figure 1. 26 et la figure 1. 31, nous constatons que l'ajout d'un rayon de raccordement a permis d'augmenter la vitesse au niveau de la discontinuité et de diminuer le temps du parcours.

### 3.3.1.2. Modélisation des transitions par un polynôme

Pour cette méthode, Pessoles et al. [Pessoles 10-b] ont développé une modélisation de la transition entre deux interpolations linéaires par une interpolation polynomiale et ceci pour une tolérance axiale imposée. Le paramétrage du problème est donné sur la figure 1. 32. La trajectoire programmée correspond au trajet A, O, B. Les points M et N sont respectivement les points d'entrée et de sortie dans la transition. Le point Q représente le point de passage au milieu de la transition. Il est défini par les tolérances axiales spécifiées dans la machine.

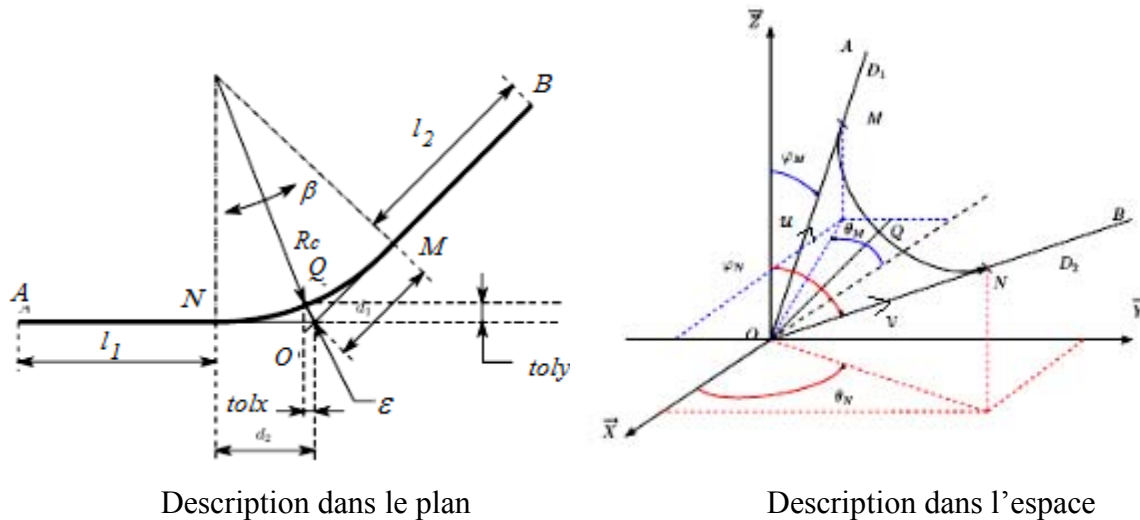


FIGURE 1. 32 : Description d'une transition par un polynôme [Pessoles 10-b].

La tolérance axiale imposée par l'instruction G642 est déterminée par la projection du vecteur  $\overline{OQ}$ . La norme du vecteur est donnée par :

$$\|\overline{OQ}\| = \min \left( \frac{tol_x}{|\sin \varphi_Q \cos \theta_Q|}, \frac{tol_y}{|\sin \varphi_Q \cos \theta_Q|}, \frac{tol_z}{|\cos \varphi_Q|} \right) \quad (1.24)$$

Due à la symétrie, l'auteur a considéré que la vitesse d'avance à l'entrée dans la discontinuité  $\|\overline{V_M}\|$  et la vitesse d'avance à la sortie  $\|\overline{V_N}\|$  sont données par :

$$\overline{V_M} = -V_{in} \vec{u} \quad \overline{V_N} = V_{in} \vec{v} \quad (1.25)$$

Avec la vitesse à l'entrée  $V_{in}$  est donnée par :

$$V_{In} = \min(V_{fprog}, V_{Lim,J}, V_{Lim,A}) \quad (1.26)$$

$V_{Lim,J}$ , Vitesse de transition limitée par le Jerk maximal :

$$V_{Lim,J} = \frac{8}{3|\sin \varphi_N \cos \theta_N + \sin \varphi_M \cos \theta_M|} \min\left(\sqrt[3]{Q_x^2 J_{\max,x}}, \sqrt[3]{Q_y^2 J_{\max,y}}, \sqrt[3]{Q_z^2 J_{\max,z}}\right) \quad (1.27)$$

Avec :  $Q_x$ ,  $Q_y$  et  $Q_z$  sont les coordonnées du point  $Q$  suivant l'axe  $\vec{x}$ ,  $\vec{y}$  et  $\vec{z}$  respectivement.

$V_{Lim,A}$ , Vitesse de transition limitée par l'accélération maximale :

$$V_{Lim,A} = \frac{8}{3|\sin \varphi_N \cos \theta_N + \sin \varphi_M \cos \theta_M|} \min\left(\sqrt[3]{Q_x^2 A_{\max,x}}, \sqrt[3]{Q_y^2 A_{\max,y}}, \sqrt[3]{Q_z^2 A_{\max,z}}\right) \quad (1.28)$$

Ces travaux ont permis de modéliser le passage d'une discontinuité en tangence entre deux interpolations linéaires par l'utilisation d'un polynôme. Ce modèle permet d'écrire de façon analytique, sous forme de polynômes, la position, la vitesse et l'accélération sur chacun des axes de déplacement en fonction du temps. Il serait alors possible de transposer ce modèle pour les discontinuités entre des interpolations linéaires et circulaires.

### 3.3.2. Discontinuité en courbure

La discontinuité en courbure est définie lors du passage d'une interpolation linéaire à une interpolation circulaire ou entre deux interpolations circulaires de deux rayons différents.

Au passage d'une discontinuité en courbure, la dérivée deuxième de la tangente à la

trajectoire  $\frac{d^2(\vec{T})}{ds^2}$  n'est pas définie, par conséquent la vitesse de passage  $V$  doit diminuer pour ne pas obtenir un jerk infini.

#### 3.3.2.1. Discontinuité en courbure entre deux interpolations circulaires

Une modélisation est proposée par Pateloup [Pateloup 04]. L'auteur a considéré les hypothèses suivantes : une avance continue, un profil rectangulaire d'accélération et de décélération et un jerk acceptable pour limiter l'avance à chaque discontinuité en courbure.

Cette modélisation permet d'évaluer l'influence de la géométrie du trajet sur l'avance instantanée pour le suivi à grande vitesse d'un arc de cercle de rayon  $R_c$  et le passage sur une discontinuité en courbure.

Les paramètres  $V_{cir m}$ ,  $V_{fprog}$ ,  $V_{fc}$  et  $R_i$  désignent respectivement la vitesse d'avance maximale dans une interpolation circulaire, la vitesse d'avance programmée, la vitesse de franchissement d'une discontinuité et le rayon de courbure  $i$  (figure 1. 33).

Dans le cas du franchissement d'une discontinuité en courbure, le rayon de courbure  $R$  ( $s$ ) n'est pas défini, et le franchissement se fait à l'instant  $t$ . Soit  $dt$  une constante de temps tel que :



$$\begin{cases} R(s)_{t-dt} = R_1 \\ R(s)_{t+dt} = R_2 \\ \text{le passage se fait de } R_1 \text{ à } R_2 \end{cases}$$

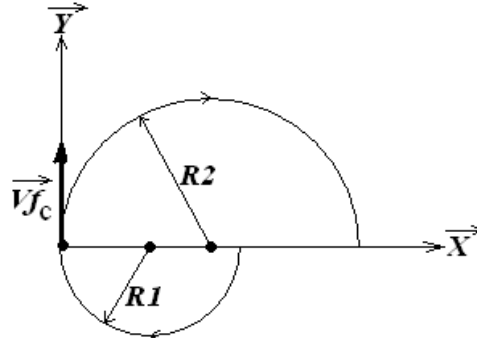


FIGURE 1. 33 : Modélisation d'une discontinuité en courbure [Pateloup 04].

On aura donc :

$$\begin{cases} \vec{V}(t-dt) = V_1 \vec{T} \\ \vec{V}(t+dt) = V_2 \vec{T} \end{cases}$$

$$\begin{cases} \vec{A}(t-dt) = A_{t1} \vec{T}_1 + A_{n1} \vec{N}_1 = A_{t1} \vec{T}_1 + \frac{V_1^2}{R_1} \vec{N}_1 \\ \vec{A}(t+dt) = A_{t2} \vec{T}_2 + A_{n2} \vec{N}_2 = A_{t2} \vec{T}_2 + \frac{V_2^2}{R_2} \vec{N}_2 \end{cases}$$

Comme  $dt$  tend vers zéro (0) et vue la loi de continuité de vitesse, on trouve les égalités suivantes :

$$\begin{cases} \vec{T}_1 = \vec{T}_2 = \vec{T}_{fc} \\ \vec{N}_1 = \vec{N}_2 = \vec{N}_{fc} \\ V_1 = V_2 = V_{fc} \\ A_{t1} = A_{t2} = A_{fc} \end{cases}$$

D'où :

$$\begin{aligned} \vec{A}(t+dt) - \vec{A}(t-dt) &= (A_{fc} - A_{fc}) \vec{T}_{fc} + \left( \frac{V_{fc}^2}{R_1} - \frac{V_{fc}^2}{R_2} \right) \vec{N}_{fc} \\ &= \left| \vec{A}(t+dt) \vec{N}_{fc} - \vec{A}(t-dt) \vec{N}_{fc} \right| \vec{N}_{fc} \\ &= \left| \frac{(R_1 - R_2)}{R_1 R_2} V_{fc}^2 \right| \vec{N}_{fc} = \frac{|R_1 - R_2|}{R_1 R_2} V_{fc}^2 \vec{N}_{fc} = 2J_m dt \vec{N}_{fc} \end{aligned}$$

Soit :

$$2dt = \delta t$$

Donc la vitesse de franchissement est donnée par :

$$V_{fc} = \sqrt{\frac{R_1 R_2 J_m \delta t}{|R_1 - R_2|}} \quad (1.29)$$

Cette équation montre que pour une machine ayant le paramètre  $J_m \delta t$  constant :

- si R augmente  $\rightarrow V_f$  augmente : il faut maximiser le rayon de courbure de la trajectoire.
- si  $|R_1 - R_2|$  diminue  $\rightarrow V_f$  augmente : il faut utiliser des courbes continues C2<sup>6</sup> pour réduire la discontinuité en courbure.

### 3.3.2.2. Discontinuité en courbure entre une interpolation linéaire et une interpolation circulaire

Ce type de discontinuité peut être présenté par un coin ayant un angle rectangle et un rayon de raccordement  $R_c$  (figure 1. 34)

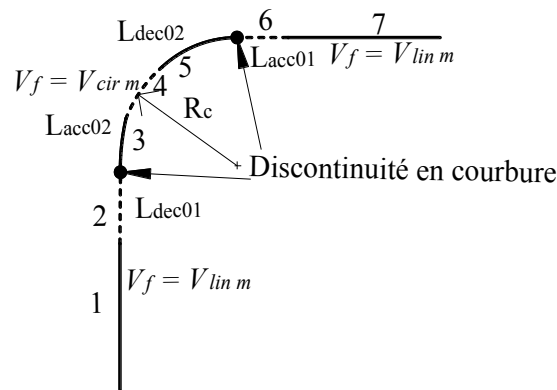


FIGURE 1. 34 : Modélisation du trajet durant le suivi d'un coin [Pateloup 04].

Pateloup [Pateloup 04] a subdivisé la trajectoire de l'outil en sept zones selon la vitesse d'avance instantanée (figure 1. 35)

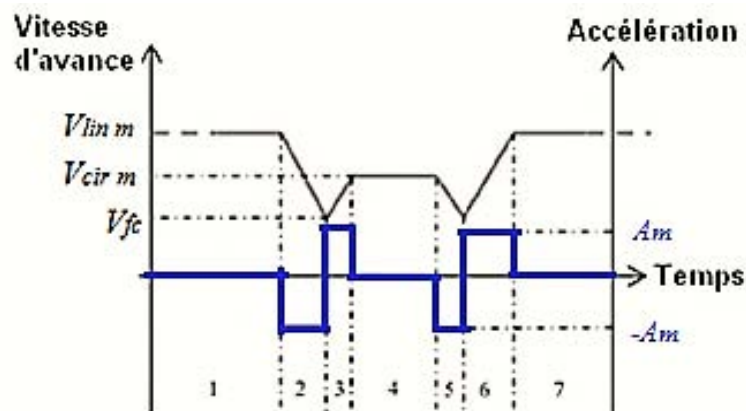


FIGURE 1. 35 : Accélération, vitesse d'avance pour les différentes positions du trajet [Pateloup 04].

<sup>6</sup> Une fonction est de classe C2 si elle est dérivable 2 fois et la dérivée seconde est continue

On constate que pour les zones :

1 et 7 : une longueur  $L_{vf}$  parcourue par une vitesse d'avance constante  $V_f = V_{lin m}$

2 : une longueur  $L_{dec01}$ , c'est une zone de décélération pendant une durée  $t_{r1}$  jusqu'à atteindre une vitesse d'avance minimale  $V_{fc} = \sqrt{R_c \times C}$  et  $C = J_m \times \delta t$

3 : une longueur  $L_{acc02}$ , c'est une zone d'accélération constante pendant une durée  $t_{r2}$  jusqu'à atteindre la vitesse d'avance  $V_{cir m} = \sqrt{A_m \times R_c}$

4 : une longueur  $L_{V_{cir m}}$  parcourue par une vitesse d'avance constante  $V_{cir m}$

5 : une longueur  $L_{dec02}$ , c'est une zone de décélération pendant une durée  $t_{r2}$  jusqu'à atteindre une vitesse d'avance minimale  $V_{fc}$

6 : une longueur  $L_{acc01}$ , c'est une zone d'accélération constante pendant une durée  $t_{r1}$  jusqu'à atteindre la vitesse d'avance  $V_{lin m}$ .

Les travaux proposés par Pateloup [**Pateloup 04**], ont permis de développer un modèle pour le calcul de la vitesse de transition sur une discontinuité en courbure pour les connexions de type droite-cercle et cercle-cercle.

#### 4. Stratégies d'usinage

##### 4.1. Généralités sur la stratégie d'usinage en 3 axes

La stratégie d'usinage est le choix des mouvements de l'outil nécessaires à la réalisation de la forme attendue. Pour appliquer la stratégie d'usinage qui convient le mieux, il faut détecter la géométrie de la surface et son paramétrage : surface plane, surface réglée ou bien surface définie par des polynômes.

Généralement, les industriels utilisent les stratégies d'usinage proposés par les logiciels de FAO. Ces derniers disposent à savoir l'usinage par plans parallèles (zigzag, concentrique), l'usinage en spirale et l'usinage par isoparamétriques. Ce dernier peut être réalisé en définissant la direction d'usinage à l'aide des courbes ISO.

La génération de la trajectoire d'usinage nécessite de pouvoir passer du point de contact outil/pièce au point du centre d'outil.

En ébauche, le principal besoin dans le choix de la stratégie d'usinage est d'enlever le maximum de matière en un minimum de temps à partir d'une pièce brute.

En usinage 3 axes, les stratégies d'ébauche seront traitées par balayage suivant des directions droites et dans des plans parallèles (figure 1. 36). Cette technique enlève un volume de matière en couches représentant la descente par paliers de la fraise selon l'axe Z. Chaque

couche successive est retirée par des parcours de la fraise dans le plan X-Y dont la profondeur de passe Z reste constante.

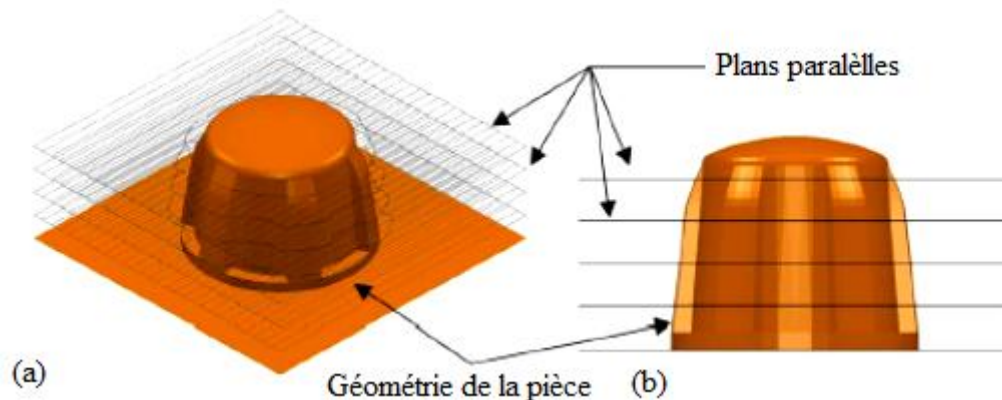


FIGURE 1. 36 : Usinage par plan parallèle pour l'opération d'ébauche [Toh 05].

Récemment, une nouvelle technique d'ébauche, le fraisage trochoïdal [Rauch 09], [Otkur 07] et [Tang 06] (figure 1. 37), est appliquée au fraisage des cavités étroites dans des métaux durs. Elle permet de bien maîtriser l'angle d'engagement de l'outil. En fait, l'outil effectue une série de boucles serrées durant un déplacement progressif. Ainsi, le diamètre total de l'outil n'est pas engagé en pleine matière et les prises de passe sont relativement constantes.

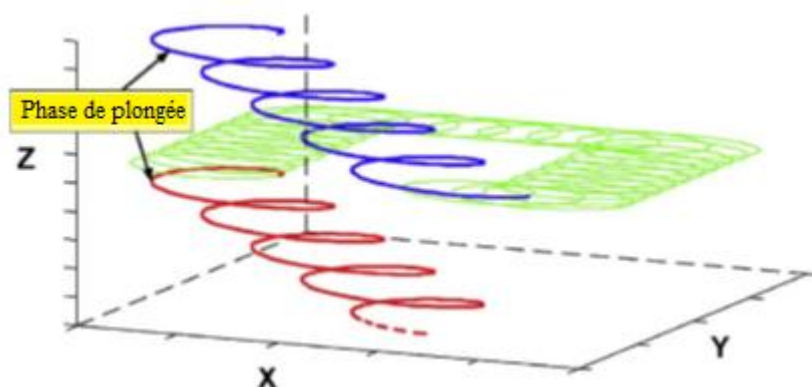


FIGURE 1. 37 : Usinage trochoïdal [Rauch 09].

Suite à une étude comparative entre la stratégie trochoïdale et une stratégie conventionnelle (exemple la stratégie étudiée zigzag) réalisée par Rauch et al [Rauch 09], il a été mis en évidence que l'avantage majeur de l'usinage trochoïdal se situe au niveau de la continuité de la vitesse d'avance qui fournit également l'assurance de travailler avec les conditions de coupe programmées. Les auteurs ont prouvé aussi que pour mieux bénéficier de cet avantage, il faut travailler sur une machine-outil à fortes capacités cinématiques. En effet, si la machine-outil utilisée ne dispose pas des valeurs de vitesse, d'accélération et de jerk suffisantes, l'utilisation de stratégies trochoïdales n'est pas intéressante d'un point de vue technico-économique (efforts de coupe et productivité en particulier) [Rauch 09].

En finition, on cherche principalement à atteindre la précision et l'état de surface exigés par le bureau d'études.

Les stratégies d'usinage couramment utilisées en finition sont l'usinage en contour qui est attribué aux surfaces planes et aux zones peu inclinées (figure 1. 38.a), l'usinage en plan parallèle qui est recommandé pour les zones peu inclinées suivant une direction (figure 1. 38.b) et enfin l'usinage en contour à z constant pour les zones fortement inclinées (figure 1. 38.c).

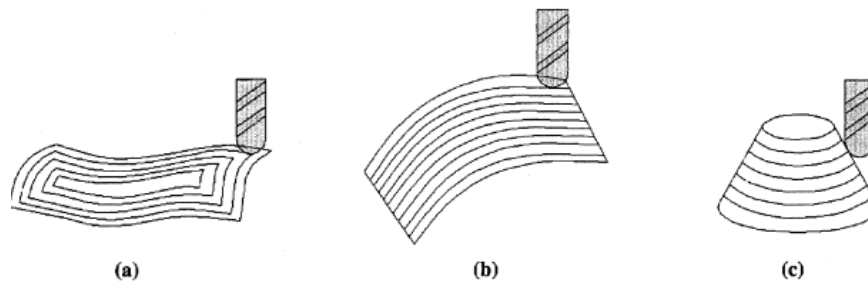


FIGURE 1. 38 : Stratégies d'usinage en finition [Suna 01].

Le choix de la stratégie d'usinage en finition est basé généralement sur le critère d'état de surface et la précision dimensionnelle. Pour ce faire, il doit minimiser la hauteur de crête et la déflexion de l'outil.

Afin de rattraper les erreurs venant de la déviation de l'outil, les travaux de [Dépince 06-a], [Dépince 06-b] et [Rao 06] visent à déterminer la trajectoire corrigée de l'outil à travers l'estimation de l'effort de coupe. Dotcheva et al [Dotcheva 05] ont agi sur la vitesse d'avance afin de minimiser l'effort de coupe au suivi d'un coin. En effet, la concentration de la matière dans les angles ou lors d'une interpolation circulaire concave nécessite une diminution de la vitesse d'avance afin d'éviter l'augmentation de l'effort de coupe et la flexion de l'outil puisque ces effets provoquent des erreurs sur la surface usinée.

#### 4.1.1. Génération de la trajectoire par un logiciel de FAO

Générer une stratégie d'usinage des pièces 3D complexes en une seule étape est particulièrement facile avec la FAO. Cette dernière permet de rationaliser la programmation et de fournir un outil de vérification graphique des usinages. Ceci permet d'éviter les tests coûteux de la programmation à vide sur la machine-outil. Des nouvelles générations des logiciels de FAO possèdent un module approprié au FGV avec amélioration des trajectoires et suppression des angles vifs.

Le calcul de la trajectoire de l'outil en FAO s'appuie sur un modèle CAO, une géométrie d'outil, une stratégie d'usinage (une direction d'usinage et des paramètres de discrétisation) et un format de description de la trajectoire. Pour les formats de trajectoire d'usinage

actuellement utilisés, les interpolations linéaire et circulaire restent encore les modèles les plus utilisés. En usinage 3 axes, une stratégie d'usinage pourra se trouver discrétisée suivant deux directions : direction de balayage (pas transversal) et direction d'avance (pas longitudinal) (figure 1. 39).

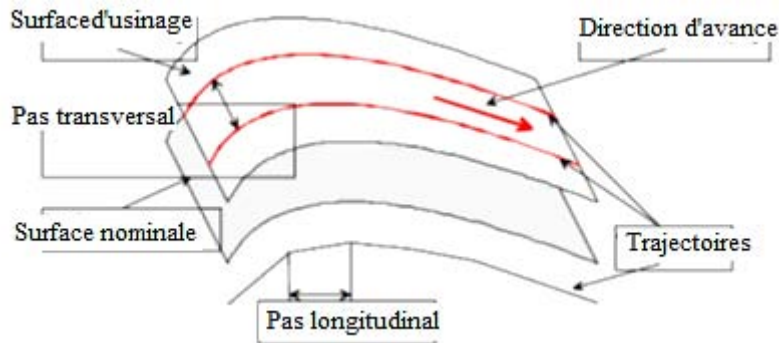


FIGURE 1. 39 : Génération de trajectoire [Quinsat 07].

Pour générer la trajectoire, la FAO est contrôlée par une erreur de corde (figure 1. 40), et un pas transversal qui est fonction d'un paramètre de hauteur de crête (figure 1. 41).

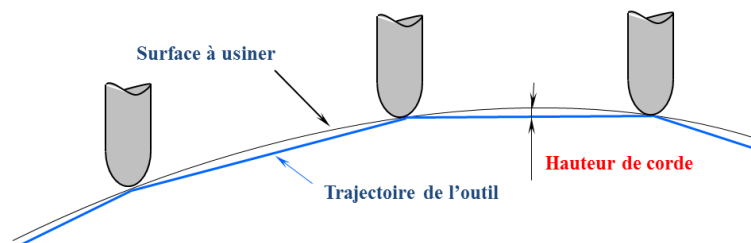


FIGURE 1. 40 : Erreur de corde.

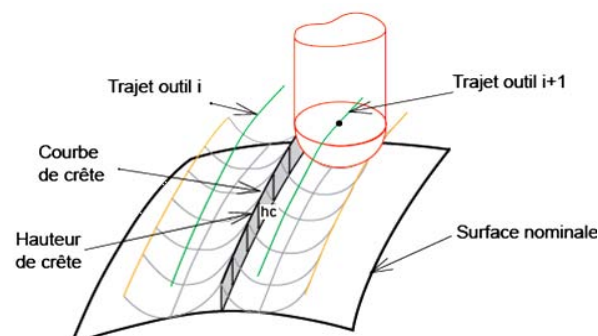


FIGURE 1. 41 : Formation d'une crête [Tournier 01].

L'erreur de corde est le critère de calcul de la trajectoire dans le sens principal de la direction d'avance. Cette erreur représente la distance entre la discrétisation du trajet générée et la surface à usiner.

La hauteur de crête est le critère dans la direction du pas de balayage (transversal). Elle permet donc de régler le pas de balayage afin d'augmenter la qualité et la rapidité de l'usinage

**[Tournier 01]**. En utilisant une hauteur de crête constante entre deux passes consécutives, nous pouvons générer des trajets dits isocrêtes.

Il est à noter que pour un état de surface visé, ces deux critères influent différemment sur l'état de surface. Cela complique grandement le choix des paramètres associés à ces deux critères.

En conclusion, le logiciel de FAO nous permet de diminuer le temps de préparation. Toutefois, il ne nous donne pas un choix de paramètres optimaux parmi ceux qu'il possède. La difficulté principale est alors de bien sélectionner les paramètres qui donnent une meilleure productivité en respectant l'état de surface souhaité.

#### 4.1.2. Méthode analytique pour la génération de la trajectoire

Au-delà des systèmes FAO qui génèrent les trajectoires CN selon des stratégies choisies par le programmeur, différentes études proposent de définir des méthodes de calcul des trajectoires selon divers principes. L'objectif de ces études est de proposer des stratégies d'usinage permettant l'augmentation de productivité **[Hatna 98]**, **[Vosniakos 00]**, **[Park 00]**, **[Hinduja 01]**, et l'amélioration des conditions de coupe **[Rauch 07]**, **[Chatelain 08]**, **[Tang 08]**.

La génération d'une stratégie d'usinage doit obéir aux critères suivants **[Hatna 98]**:

- Le trajet d'outil généré doit couvrir toute la zone à usiner sans endommager une partie de la surface finie.
- Le débit de matière à enlever devrait être maximisé tout en respectant la qualité de surface et les contraintes technologiques (capacité de l'outil et de la machine).

Généralement, nous distinguons deux familles de trajets d'évidement de poche : trajet en zigzag et trajet en contour parallèle. Nous détaillons dans la suite les méthodes analytiques pour la génération de ces deux familles.

Le calcul du trajet en zigzag est réalisé en générant des segments de droite parallèles les uns aux autres et séparés de la profondeur de passe radiale (figure 1. 42). Les étapes de la construction du trajet sont les suivantes **[Park 00]**:

- définir la direction d'usinage principale,
- déterminer des droites parallèles à la direction d'usinage avec une distance entre passes égale à la profondeur de passe radiale choisie,
- calculer la courbe frontière offset de la poche,
- calculer les points des intersections entre les droites obtenues et la courbe frontière (délimiter les différents segments élémentaires qui forment le trajet d'usinage),
- fixer le point de départ,

- vérifier la présence ou non de zones non usinées. Si c'est le cas, calculer des trajets supplémentaires afin de les éliminer.

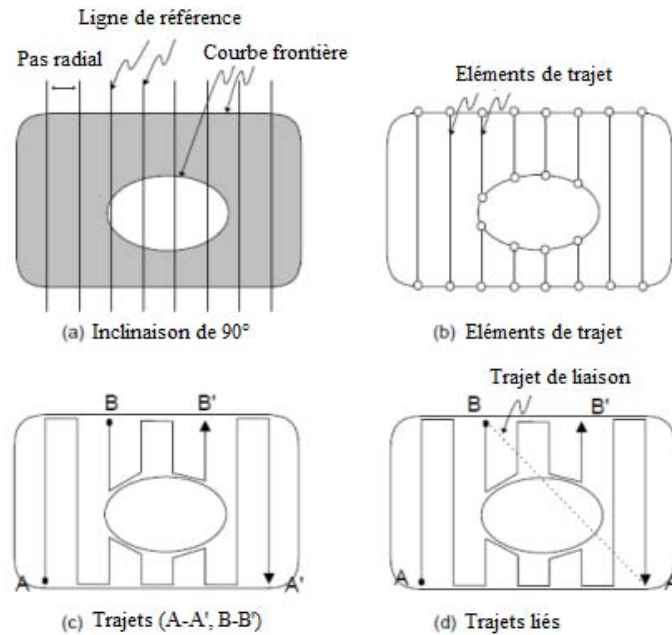


FIGURE 1. 42 : Procédure de la génération du trajet en zigzag [Park 00].

La génération de la trajectoire de l'outil pour l'usinage en contour parallèle est effectuée en quatre étapes :

- chercher une méthode pour l'obtention de la courbe frontière initiale de la pièce,
- générer la courbe offset à la courbe frontière initiale de distance égale au rayon de l'outil,
- générer les courbes offset de distance  $a_e$  égale à la profondeur de passe radiale,
- détecter et éliminer les zones non usinées en ajoutant des trajets élémentaires.

Pour ce type de trajet, nous distinguons trois techniques de génération. La première est basée sur une décomposition en pixels élémentaires l'intérieur de la courbe frontière initiale (figure 1. 43-a)[Choi 97]. La deuxième consiste à calculer la courbe offset de chaque courbe frontière ensuite un algorithme doit être généré pour la détection des points d'intersection de la courbe offset et l'élimination de tous les points appartenant à des boucles non valides (figure 1. 43-b) [Choi 99], [Liu 07], [Zhiwei 13]. La troisième technique est basée sur un squelette de Voronoï afin de générer les courbes offset (figure 1. 43-c) [Jeong 98], [Barequet 01], [Salman 06].



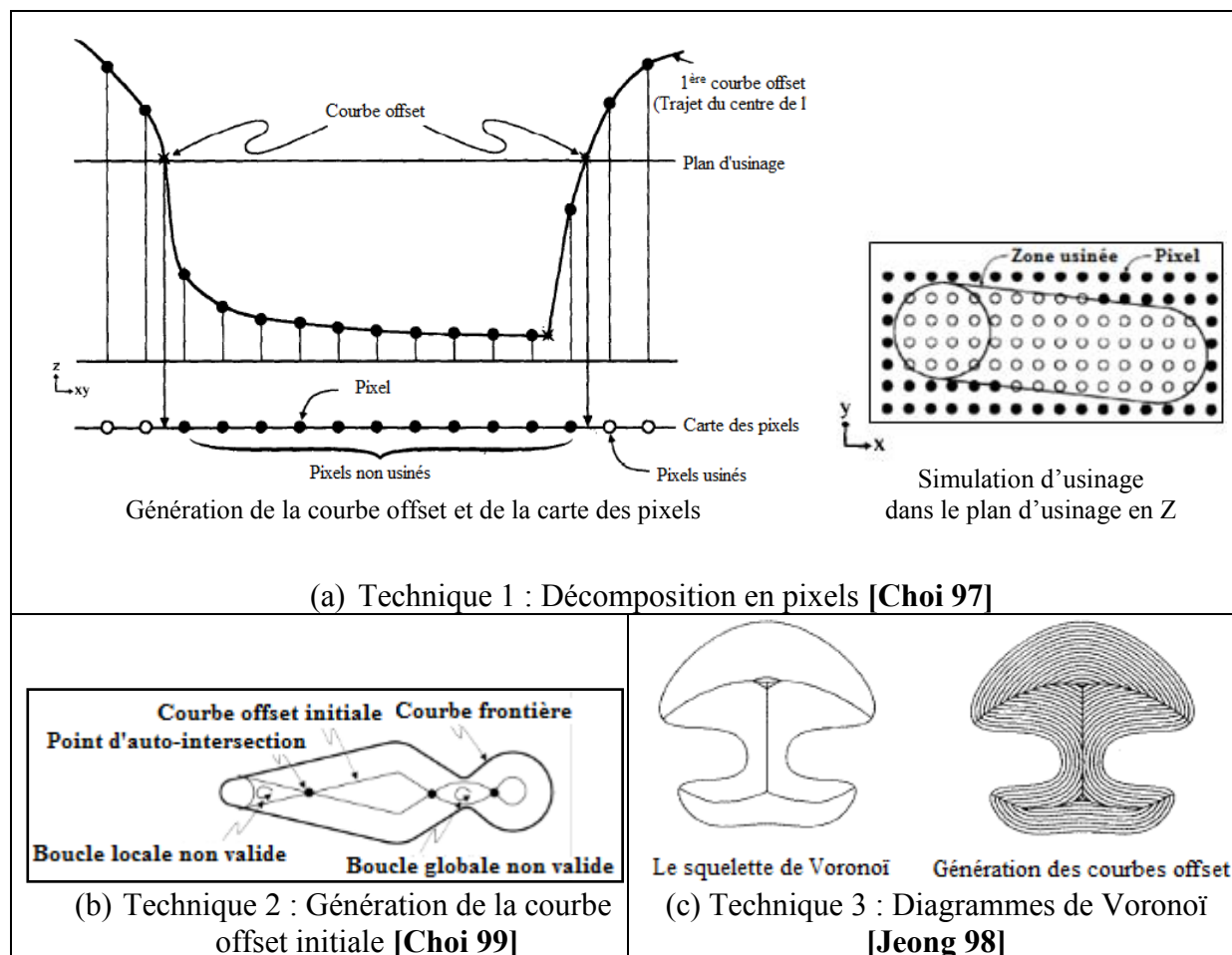


FIGURE 1. 43 : Différentes techniques de génération de la trajectoire.

La trajectoire générée par la première technique est exprimée sous la forme d'une association de segments de droite. En effet, cette technique ne dépend pas du type et de forme de la courbe frontière initiale. La précision de calcul est liée au nombre de pixels marqués à l'intérieur de la poche. Pour les techniques de génération 2 et 3, il est nécessaire de décomposer la courbe frontière en des segments de droite et d'arcs de cercle afin de calculer les courbes offset. D'où la trajectoire sera exprimée en des interpolations linéaires et circulaires.

En conclusion, la génération analytique de la stratégie d'usinage d'une poche est une tâche très délicate et complexe. En effet, elle fait appel à des algorithmes de calcul lourds qui forment la base des logiciels de FAO.

Dans le cadre de nos travaux, nous traitons les stratégies d'usinage générées par un logiciel de FAO dans une première étape.

#### 4.2. Optimisation de la trajectoire d'usinage en FGV

Pour optimiser l'exploitation des machines outil à grande vitesse, actuellement plusieurs travaux de recherche visent à améliorer les stratégies d'usinage. Notamment, les logiciels de

FAO proposent différents types de stratégies destinés à l'UGV. De plus, le directeur de commande intervient à son tour sur l'optimisation de la trajectoire et ceci selon ses performances (nombre de blocs anticipés et temps de cycle d'interpolation). En effet, le traitement des trajectoires d'usinage s'effectue par le DCN ainsi que leur suivi en temps réel qui fait appel à des fonctions spécifiques comme la fonction look-ahead. Ces fonctions améliorent globalement la précision et la rapidité du trajet réellement suivi par l'outil. Elles permettent d'éviter des écarts importants et de forts ralentissements de la vitesse d'avance dans des zones critiques (au niveau des discontinuités de la trajectoire, au voisinage des points singuliers...) [Lavernhe 06], [Chuan 11], [Wang 12] (figure 1. 44). Plus le nombre de blocs anticipés est grand, plus l'avance maximale atteignable peut être élevée, notamment sur les trajectoires présentant de nombreux segments de faibles longueurs [Lavernhe 06].

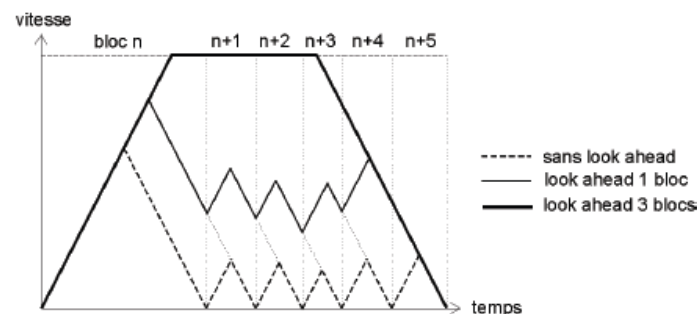


FIGURE 1. 44 : Influence du nombre de blocs anticipés sur la vitesse [Lavernhe 06].

D'autre part, plusieurs travaux sont dédiés à l'optimisation de la trajectoire de l'outil afin de minimiser le temps d'usinage. Pour atteindre cet objectif, il faut chercher à diminuer la longueur de la trajectoire de l'outil et à augmenter le pourcentage de l'utilisation de la vitesse d'avance programmée.

Après une recherche bibliographique, nous avons constaté que les chercheurs ont adopté des approches d'optimisation du diamètre de l'outil basées sur des considérations géométriques (géométrie de la pièce, profondeur de passe radiale,...) et technologiques (puissance machine).

Hinduja et al [Hinduja 01] se sont intéressés à la détermination du diamètre optimal de l'outil pour l'usinage d'une poche en 2,5 axes. Ce travail est basé en premier lieu sur la détermination de la profondeur optimale de passe radiale, puis sur le diamètre optimal d'outil pour une profondeur de passe radiale fixée. Afin d'aboutir à ce diamètre optimal, l'auteur a cherché l'outil qui donne une longueur minimale avec un coût réduit. Le calcul du coût a été développé en respectant des contraintes imposées (durée de vie de l'outil, puissance machine, caractéristiques techniques de l'outil) afin de sélectionner l'outil qui donnera le coût minimal.

L'inconvénient de cette étude est de ne pas considérer le temps réel d'usinage. Ceci conduit à une sous-estimation des valeurs de coût dans le contexte d'usinage en FGV.

[Vosniakos 00] et [Lim 01] ont présenté des méthodes pour déterminer une combinaison optimale des outils de coupe pour l'usinage d'un volume de matière. En effet, en ébauche, lorsque le diamètre de l'outil augmente, la longueur de la trajectoire diminue, le débit volumique augmente et le temps machine diminue. Néanmoins, un volume résiduel apparaîtra au niveau des coins et ce dernier augmente proportionnellement avec le diamètre de l'outil d'ébauche. Par la suite, cela engendre une augmentation du temps d'usinage du fait des opérations de reprises supplémentaires des coins (figure 1. 45). De plus, un temps de changement d'outil est ajouté. Enfin en FGV, nous cherchons toujours à minimiser le nombre de sorties de l'outil.

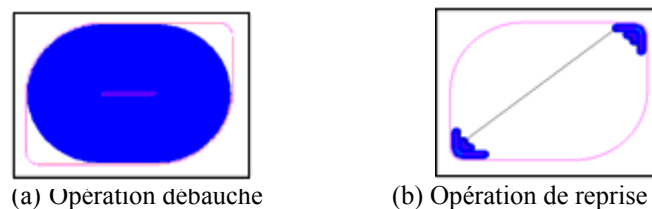


FIGURE 1. 45 : Ébauche d'une poche avec plusieurs fraises.

Les méthodes d'optimisation présentées ne considèrent que les contraintes géométriques imposées par la forme de la poche sans tenir compte de la stratégie d'usinage et du comportement cinématique de la machine.

Le choix du nombre et des dimensions des outils pour l'évidement d'une poche, est une opération délicate vu le nombre de paramètres à considérer. En fait, le changement du diamètre de l'outil influe sur la géométrie de la trajectoire (longueur, rayon, nombre de discontinuités...) et sur la réaction de la machine lors de l'usinage. D'où, l'optimisation de la trajectoire est intimement liée à celle du diamètre de l'outil et nous ne pouvons pas passer à l'optimisation du premier paramètre sans tenir compte du second.

En FGV, il est prouvé que la simple réduction de la longueur de la trajectoire n'a pas systématiquement une influence significative sur la diminution de temps d'usinage, ce qui oriente les nouveaux travaux vers une amélioration de la géométrie du trajet en tenant compte du comportement cinématique de la machine et de la capacité de l'outil.

Par exemple, Bieterman [Bieterman 02] a produit des trajets d'évidement de poche continus C2 (figure 1. 46) en se basant sur une analogie entre un parcours d'outil et une courbe isoparamétrique de type curviligne [Bieterman 02].

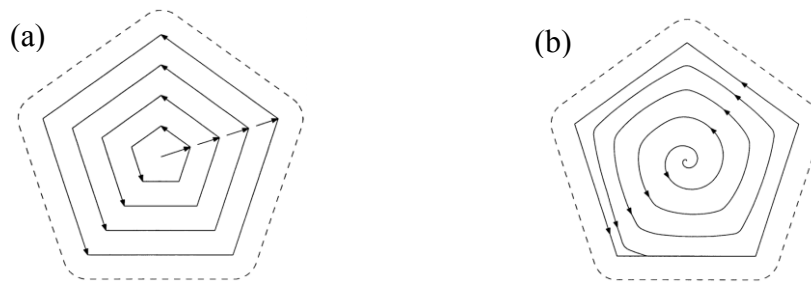


FIGURE 1. 46 : Usinage d'une poche ; (a) trajet de type linéaire ; (b) trajet de type curviligne [Bieterman 02].

Suite à des essais expérimentaux, cette méthode a démontré un gain de temps d'usinage qui peut atteindre 30% dans le cas d'un usinage d'une poche rectangulaire (figure 1. 47) [Bieterman 01].

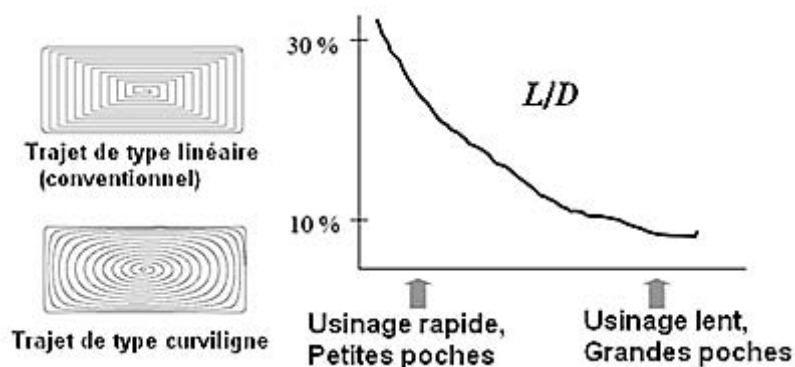


FIGURE 1. 47 : Comparaison entre la méthode conventionnelle et la méthode générée [Bieterman 01].

Avec :

$D = \frac{V_m^2}{2A_m}$  est la distance parcourue avec une accélération maximale  $A_m$  pour atteindre la vitesse maximale  $V_m$ .

$L$  est la longueur de la poche.

Les résultats présentés dans la figure 1. 47 montrent que le gain de temps d'usinage est plus important pour les petites poches. Cela vient du fait que le trajet conventionnel devient une association de segments de faibles longueurs. Ceci va engendrer un nombre important de discontinuités, de nombreuses accélérations et décélérations et une augmentation du temps.

Dans [Pateloup 05], l'auteur propose une optimisation des trajets d'évidement de poche en ajoutant un rayon de courbure au niveau d'un changement de direction plus grand que  $R_{cmin}$  donné par l'équation (1.30).

$$\sqrt{R_c} > \sqrt{R_{c\min}}$$

$$\text{avec } \sqrt{R_{c\min}} = \frac{\left( \frac{2\sqrt{J_m \delta t (A_m - J_m \delta t)} + A_m - J_m \delta t}{A_m \sqrt{A_m}} - \frac{\pi}{2\sqrt{A_m}} - \frac{2\sqrt{A_m - J_m \delta t} - 2\sqrt{J_m \delta t}}{A_m} \right)}{\left( \frac{J_m \delta t}{V_{fprog} \times A_m} - \frac{2}{V_{fprog}} \right)} \quad (1.30)$$

Pour ce cas d'étude, il a démontré qu'il faut un rayon minimal de 25 mm pour obtenir un temps d'usinage inférieur par rapport à un angle vif (figure 1. 48).

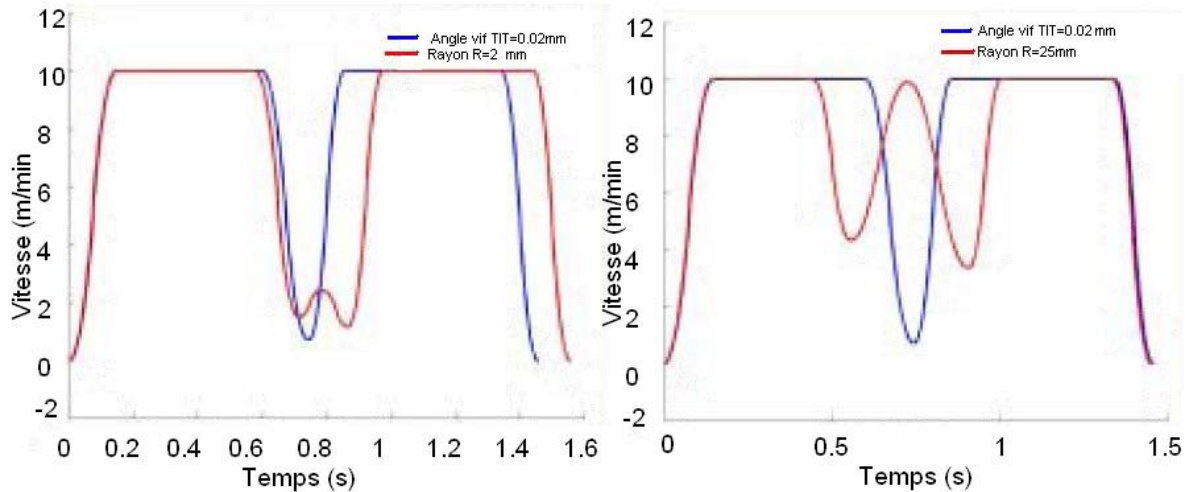


FIGURE 1. 48 : Comparaison entre angle vif et rayon de raccordement [Pateloup 05].

Dans une deuxième étape, Pateloup [Pateloup 05] a produit un trajet de type Bspline de degré trois (trajectoire à continuité C2), afin d'éliminer les discontinuités en tangence et en courbure pour minimiser le temps de parcours.

Pour générer une trajectoire de l'outil, il a défini les conditions suivantes :

- un rayon d'outil plus petit que le plus petit rayon de raccordement de la poche,
- une distance entre passes  $d_p$ , permettant de couvrir toute la surface de la poche.

En plus des paramètres cinématiques de la machine, l'auteur a étudié aussi l'évolution de la profondeur de passe radiale pour chaque géométrie de coin en introduisant un nouveau paramètre  $d_{p\max}$  acceptable qui respecte la puissance maximale de la machine et la force maximale supportée par l'outil (figure 1. 49).

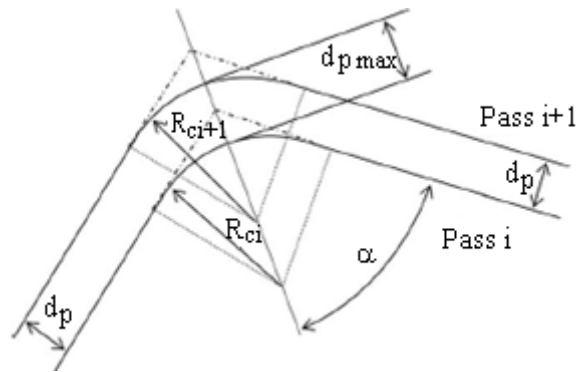


FIGURE 1. 49 : Génération du trajet de l'outil lors de passage d'un coin en tenant compte de  $d_p$  et  $d_{pmax}$  [Pateloup 04].

La relation entre  $d_p$  et  $d_{pmax}$  influe sur la variation de la profondeur de passe radiale. Le rayon de raccordement peut être calculé par la formule suivante :

$$R_{ci+1} = \frac{d_p + R_{ci}(1 - \sin(\alpha)) - d_{pmax} \sin(\alpha)}{1 - \sin(\alpha)} \quad (1.31)$$

Il a pu distinguer deux cas :

- 1- l'outil peut supporter une grande variation de profondeur de passe radiale, le rayon de raccordement diminue de l'intérieur vers l'extérieur (figure 1. 50.a).

$$R_{ci+1} < R_{ci} \rightarrow \frac{d_{pmax}}{d_p} > \frac{1}{\sin \alpha}$$

- 2- l'outil ne peut pas supporter cette variation, le rayon de raccordement augmente allant de l'intérieur vers l'extérieur, dans ce cas il faut ajouter des passes de reprise au niveau des coins (figure 1. 50.b).

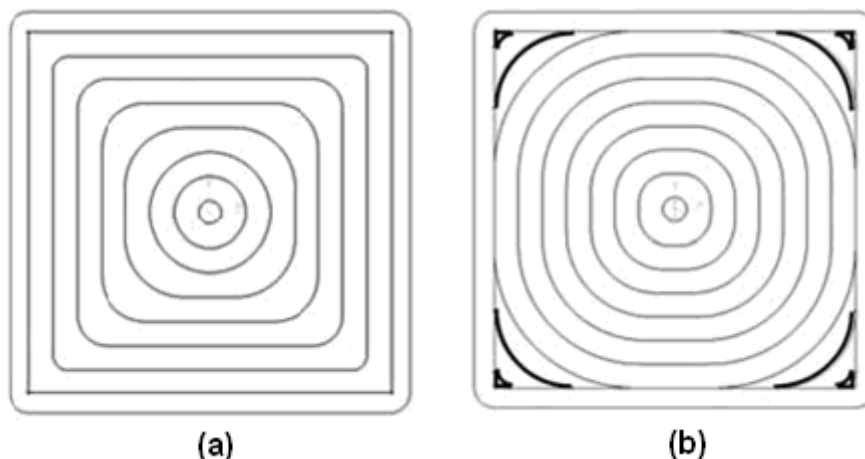


FIGURE 1. 50 : Nouvelle génération de la trajectoire d'outil ; (a) le cas où  $R_{ci+1} < R_{ci}$ , (b) le cas où  $R_{ci+1} > R_{ci}$  [Pateloup 04].

En usinage de poche, une matière résiduelle existe au niveau du coin ayant un angle vif et elle dépend essentiellement de la profondeur de passe radiale (figure 1. 51).

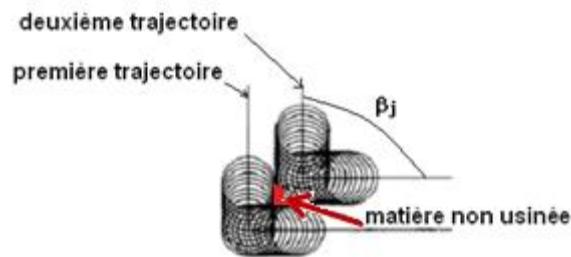


FIGURE 1. 51 : Principe de balayage dans l'angle [Manuel 96].

Parmi les travaux qui se sont penchés sur ce problème, nous pouvons citer:

Z.Y.Zhao [Zhao 07] qui a proposé une amélioration de la stratégie d'usinage des coins permettant d'optimiser le processus d'usinage de poche. Cette amélioration consiste à ajouter deux arcs de cercle au niveau du changement de direction (transition de bi-arc) pour une stratégie d'usinage de type contour (figure 1. 52). Cette nouvelle méthode permet d'enlever la matière dans les coins sans l'ajout des passes supplémentaires. Dans cette méthode, le trajet de l'outil est produit par des interpolations polynomiales de degré 3 (la trajectoire est représentée par une fonction de classe C2) qui donnent des trajectoires lisses n'ayant pas de changement brusque de direction et de vitesse d'avance. Ainsi, on peut obtenir une bonne qualité d'usinage et un temps de cycle réduit.

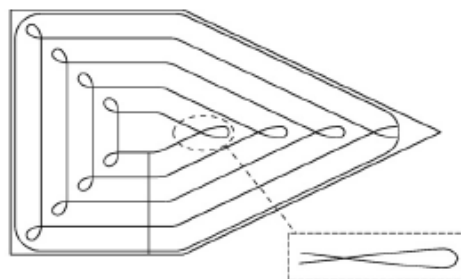


FIGURE 1. 52 : Optimisation de la trajectoire de l'outil pour l'usinage des coins [Zhao 07].

### 4.3. Conclusion

Cette étude bibliographique nous permet de constater la nécessité d'adapter la géométrie de la trajectoire au comportement cinématique et dynamique de la machine FGV afin de travailler avec des vitesses d'avance importantes et proches des vitesses d'avance programmées. Ceci est possible en choisissant une trajectoire respectant les conditions suivantes :

- les rayons de courbure tout au long du trajet sont maximaux,
- toutes les discontinuités en tangence sont éliminées,
- l'angle d'orientation est choisi de telle sorte qu'il donne le moins de ralentissements possibles.

En outre, les performances de la machine influent sur la variation de la vitesse d'avance. En effet, des essais expérimentaux, effectués sur deux machines, ont montré que la machine

ayant le jerk le plus élevé donne les temps d'usinage mesurés les plus faibles (tableau 1. 2), et ceci pour deux formes de trajectoires de l'outil présentés dans la figure 1. 53. L'explication se résume dans le fait qu'un jerk élevé permet de réduire le temps d'accélération et de décélération, ce qui tend à diminuer l'influence des discontinuités sur la vitesse d'avance.

Concernant le type d'interpolation et pour les mêmes types de trajectoires, le gain apporté en utilisant l'interpolation Bspline est plus élevé pour les machines-outils à faible jerk .

Test	Long. du trajet (mm)	Temps d'usinage (sec)						Vitesse d'avance (m/min)					
		G1		G1G2G3		Bspline		G1		G1G2G3		Bspline	
		KX	ME	KX	ME	KX	ME	KX	ME	KX	ME	KX	ME
camd6	2831	48.6	28.5	32.3	25.9	/	/	3.5	5.9	5.2	6.5	/	/
adpd6	2793	43.8	26	28.9	23.2	26	25.4	3.8	6.5	5.8	7.2	6.5	6.6

Tableau 1. 2 : La vitesse d'avance et le temps d'usinage mesuré pour ces deux machines [Pateloup 04].

HURON KX 15 (KX) : l'accélération =  $5 \text{ m/s}^2$  et le jerk =  $30 \text{ m/s}^3$

PCI METEOR 10 (ME) : l'accélération =  $10 \text{ m/s}^2$  et le jerk =  $70 \text{ m/s}^3$

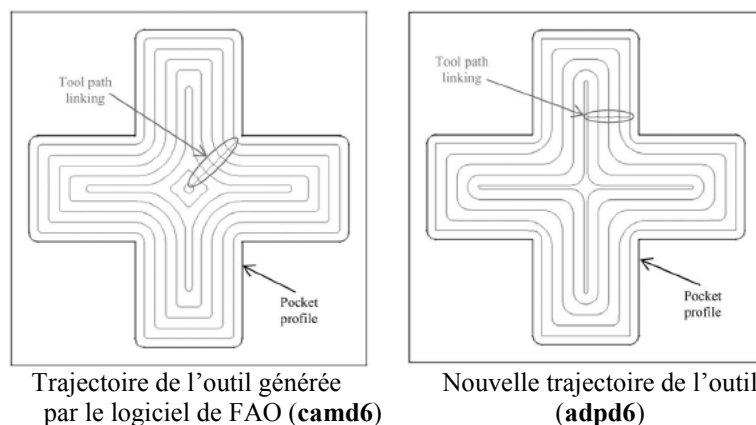


FIGURE 1. 53 : Usinage d'une poche complexe [Pateloup 04].

Enfin, pour l'opération d'ébauche nous cherchons toujours à travailler avec un débit de matière enlevée maximal. Pour aboutir à cet objectif, nous devons trouver le compromis entre une trajectoire minimale et une vitesse d'avance maximale.

## 5. Synthèse et objectifs du travail effectué

Les centres d'usinage à grande vitesse permettent d'utiliser des hautes valeurs de la vitesse d'avance [Schulz 97], [Kopac 04], [Hon 06]. Cependant, au cours de l'usinage d'une pièce, la machine n'atteint pas toujours la vitesse programmée. En effet, selon la qualité recherchée et la géométrie de la trajectoire d'usinage qui est un ensemble de segments et d'arcs de cercle, la vitesse d'avance instantanée sera alors limitée par le temps de cycle d'interpolation  $T_{cy}$  et les capacités cinématiques de la machine (Jerk et accélération de chaque axe) [Dugas02-a], [Lavernhe 06], [Tapie 07-b].



Dans le cadre de l'évaluation de la vitesse d'avance dans le contexte du FGV, nous pouvons citer les travaux suivant :

Les auteurs de [Erkorkmaz 01], [Pateloup 05] et [Pessoles 10-b] ont présenté des modèles analytiques pour le calcul de la vitesse d'avance en fonction des paramètres cinématiques de la machine. Ces modèles sont basés sur la loi d'accélération et de décélération. Pour atteindre le même objectif, les auteurs de [Dugas02-a] et [Tounsi 03] ont proposé un modèle à partir de la modélisation des asservissements de la commande des axes. Cette méthode nécessite l'accès à des paramètres connus uniquement par le fabricant du directeur de commande numérique.

Dans ce présent travail, nous nous intéressons à la modélisation de la vitesse d'avance pour l'interpolation linéaire et circulaire en s'appuyant sur le profil trapézoïdal d'accélération (à jerk constant).

La trajectoire générée par un logiciel de FAO est décomposée en plusieurs interpolations élémentaires de type linéaire et circulaire. La succession de deux segments non alignés ou bien de deux trajets de type différent entraîne une discontinuité en tangence ou bien en courbure. Dans ce cas, l'objectif principal est de limiter ces discontinuités afin d'adapter la trajectoire à un pilotage rapide [Zhao 07], [Chuan 11], [Wang 12]. Dans ce contexte, plusieurs travaux ont été consacrés à l'amélioration des stratégies d'usinage. Ces travaux sont basés sur l'insertion d'un rayon de courbure aux niveaux des discontinuités en tangence [Dugas02-a],[Pateloup 05] et sur la génération de trajectoires de type polynomial [Zhao 07], [Pessoles 10-a]. Ces modifications proposées de la trajectoire doivent respecter la valeur d'erreur imposée par le bureau des méthodes. Pour la méthode qui consiste à insérer un arc de cercle au niveau de la discontinuité, les modèles analytiques développés sont limités uniquement à des discontinuités entre des interpolations linéaires.

La modélisation analytique de la vitesse d'avance et la modélisation géométrique de la trajectoire de l'outil permettent d'estimer le temps réel d'une opération d'usinage. Ceci est l'objectif recherché par notre travail de recherche. Pour atteindre ce but, nous allons développer les parties suivantes :

- prédire la variation de la vitesse d'avance pour des interpolations linéaires et circulaires en tenant compte des caractéristiques cinématiques et dynamiques de la machine ainsi que de la loi de mouvement considérée,
- modéliser le rayon de raccordement entre des contours linéaires et circulaires, en combinaison quelconque pour une valeur d'erreur imposée,

- faire une estimation précise du temps de cycle d'un trajet d'usinage par le calcul de la vitesse en tout point de la trajectoire. Cette estimation est appliquée sur n'importe quelle trajectoire générée par un logiciel de FAO. Ceci permet une optimisation des trajectoires vers un meilleur pilotage de la CN,
- développer une interface de calcul permettant d'automatiser le calcul de l'évolution de la vitesse d'avance pour une erreur imposée et l'estimation du temps et du coût de fabrication.

## Chapitre 2

# Modélisation du comportement cinématique des axes d'un centre d'usinage en fraisage à grande vitesse

## Sommaire

---

<b>1.Introduction .....</b>	<b>- 58 -</b>
<b>2.Modélisation de la vitesse d'avance pour un bloc .....</b>	<b>- 59 -</b>
2.1. Hypothèse et données initiales de la modélisation.....	- 59 -
2.2. Modélisation analytique de la vitesse d'avance pour une interpolation circulaire .....	- 59 -
2.2.1. Modèles analytiques de la vitesse d'avance.....	- 60 -
2.2.2. Différentes contraintes de limitation.....	- 64 -
2.2.3. Méthodologies de calcul .....	- 65 -
2.3. Application.....	- 66 -
2.3.1. Comportement en accélération-décélération.....	- 67 -
2.3.2. Capacité du directeur de commande numérique DCN .....	- 69 -
<b>3.Modélisation de la vitesse d'avance pour deux blocs .....</b>	<b>- 71 -</b>
3.1. Identification du type de la discontinuité .....	- 71 -
3.2. Vitesse d'avance à la transition de bloc pour une discontinuité en courbure .....	- 74 -
3.3. Vitesse d'avance à la transition de bloc pour une discontinuité en tangence .....	- 75 -
3.3.1. Discontinuité en tangence entre deux mouvements linéaires .....	- 79 -
3.3.2. Discontinuité en tangence entre un mouvement linéaire et circulaire .....	- 81 -
3.3.3. Discontinuité en tangence entre deux mouvements circulaires .....	- 87 -
3.3.4. Comparaison des deux méthodes d'arrondissement.....	- 77 -
3.4. Méthodologie de calcul .....	- 94 -
<b>4.Calcul du temps .....</b>	<b>- 96 -</b>
<b>5.Etude de cas .....</b>	<b>- 97 -</b>
5.1. Temps.....	- 97 -
5.2. Impact de la valeur d'erreur imposée sur le temps de cycle .....	- 99 -
<b>6.Conclusion.....</b>	<b>- 101 -</b>

## 1. Introduction

Parmi les fonctions qu'un logiciel de FAO doit remplir, nous trouvons la création d'un trajet de l'outil à travers lequel, ce dernier est capable de réaliser l'opération demandée. Cette trajectoire est composée de plusieurs interpolations élémentaires constituées d'interpolations linéaires (G01) et d'autres circulaires (G02 ou G03). Le nombre important de ces interpolations élémentaires imposent forcément une multitude de discontinuités. Ces conditions engendrent une instabilité importante dans l'évolution de la vitesse d'avance. En effet, la machine décélère lors de son passage sur une discontinuité. Rappelons que la variation de la vitesse d'avance influe immédiatement sur le temps réel d'usinage et par la suite sur l'estimation du coût.

L'objectif recherché dans ce chapitre est l'identification du comportement de la machine lors du passage sur une discontinuité entre des interpolations linéaires et circulaires en combinaison quelconque, tout en respectant la valeur d'erreur imposée par le bureau des méthodes.

Pour ce faire, une modélisation analytique de la vitesse d'avance a été élaborée ainsi qu'une modélisation géométrique de la trajectoire de l'outil au niveau des discontinuités. Cette modélisation est basée sur la discrétisation de la trajectoire en plusieurs blocs qui ont entre eux une discontinuité en tangence ou bien en courbure (figure 2. 1).

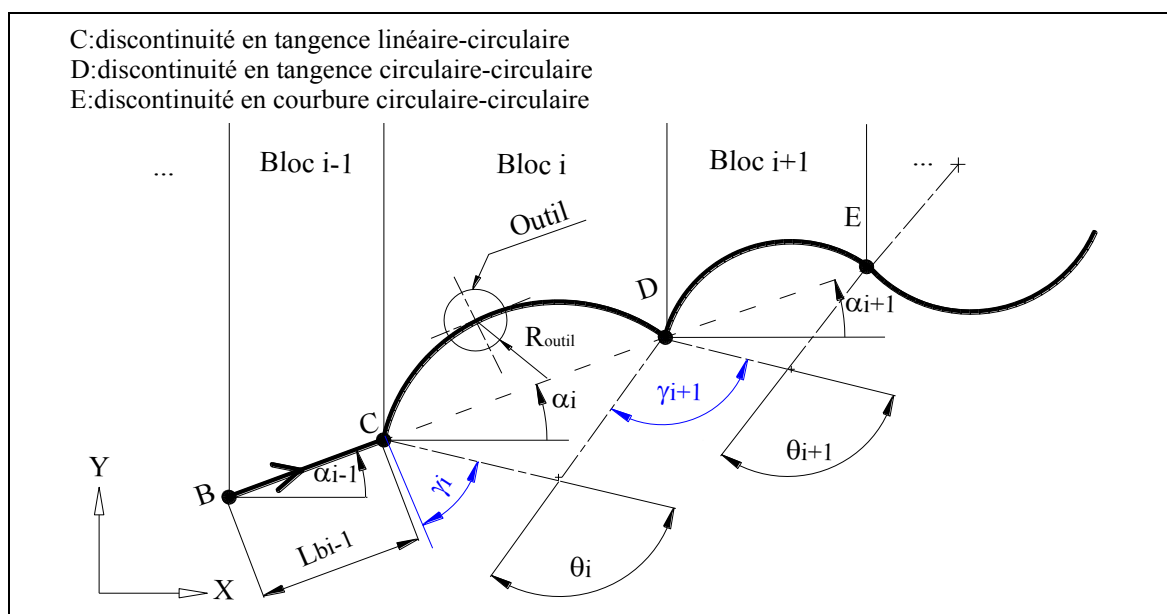


FIGURE 2. 1 : Discontinuité en courbure et en tangence.

## 2. Modélisation de la vitesse d'avance pour un bloc

Dans cette partie, nous avons choisi de modéliser la variation de la vitesse d'avance pour un bloc en tenant compte des limitations de la machine et de la géométrie de la trajectoire en s'appuyant sur les travaux de [Erkorkmaz 01], [Pateloup 05] et [Pessoles 10-a].

### 2.1. Hypothèse et données initiales de la modélisation

Nous considérons dans cette modélisation la loi de mouvement à jerk constant (profil d'accélération trapézoïdale) et la trajectoire du centre de la fraise qui est générée par un logiciel de FAO.

Les données d'entrée sont :

- la valeur du jerk maximale  $J_m$ ,
- la valeur d'accélération maximale  $A_m$ ,
- la valeur de la vitesse d'avance programmée  $V_{fprog}$ ,
- les vitesses d'entrée  $V_{enti}$  et de sortie  $V_{sori}$ ,
- les coordonnées des points qui décrivent la trajectoire du centre de l'outil et les coordonnées du centre de cercle pour les interpolations circulaires ( $I_i, J_i$ ),
- le type d'interpolation (linéaire, circulaire concave, circulaire convexe),
- la tolérance imposée ( $\epsilon$ ) ou bien la distance de transition à la discontinuité (TIT).

### 2.2. Modélisation analytique de la vitesse d'avance pour une interpolation circulaire

Nous nous intéressons dans cette partie à l'interpolation circulaire. Cette interpolation est fortement liée aux performances cinématiques de la machine [Tapie 07] ainsi à l'évolution de l'effort de coupe et la qualité de surface. En effet, l'interpolation circulaire a un effet significatif sur l'épaisseur de coupe, sur le débit et par la suite sur l'effort de coupe. Cet effet cause des chocs mécaniques, des erreurs sur la surface usinée et une réduction de la durée de vie de l'outil [Kloypayan 02] et [Sai 08].

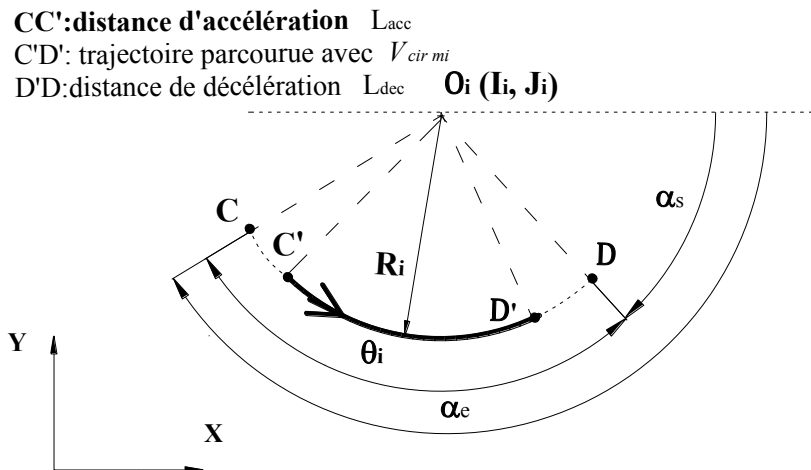


FIGURE 2. 2 : Interpolation circulaire CD.

### 2.2.1. Modèles analytiques de la vitesse d'avance

Dans ce paragraphe, nous élaborons une étude analytique de la vitesse d'avance lors du suivi d'une interpolation circulaire.

Pour une interpolation circulaire, l'accélération a deux composantes : une accélération tangentielle  $A_{ti}(t)$  et une accélération normale  $A_{ni}(t)$ . Ces deux composantes sont contrôlées respectivement par un jerk tangentiel  $J_{ti}(t)$  et un jerk normal  $J_{ni}(t)$ .

L'équation de la loi de mouvement curviligne pour le cas d'une interpolation circulaire est :

$$\vec{V}_{fi} = \frac{ds_i(t)}{dt} \vec{T} = V_{fi}(t) \vec{T} \quad (2.1)$$

$$\vec{A}_{Ri} = \frac{d\vec{V}_{fi}}{dt} = \frac{dV_{fi}(t)}{dt} \vec{T} + \frac{V_{fi}^2(t)}{R_i} \frac{d\vec{T}}{dt} = A_{ti}(t) \vec{T} + A_{ni}(t) \vec{N} \quad (2.2)$$

$$\text{Avec } A_{ti}(t) = \frac{dV(t)}{dt} \quad A_{ni}(t) = \frac{V_{fi}^2(t)}{R_i}$$

$$\vec{J}_{Ri} = \frac{d\vec{A}_{ti}}{dt} \vec{T} + \frac{d\vec{A}_{ni}}{dt} \vec{N} = \frac{dV_{fi}^2(t)}{dt^2} \vec{T} + 2 \frac{V_{fi}(t)}{R_i} \frac{dV_{fi}(t)}{dt} \vec{N} = J_{ti}(t) \vec{T} + J_{ni}(t) \vec{N} \quad (2.3)$$

$$\text{Avec } J_{ti}(t) = \frac{dV_{fi}^2(t)}{dt^2} \quad J_{ni}(t) = 2 \frac{V_{fi}(t)}{R_i} \frac{dV_{fi}(t)}{dt}$$

$\vec{A}_{Ri}$  et  $\vec{J}_{Ri}$  sont respectivement le vecteur résultant de l'accélération et du jerk.

Durant la phase d'accélération (CC') et de décélération (D'D), le jerk tangential varie suivant une loi rectangulaire alors que le jerk normal évolue avec des faibles valeurs (comme le montre la figure 2. 3). Dans ces phases (CC' et DD'), le jerk du travail est égal au jerk tangential. Pour la phase (C'D'), la vitesse d'avance maximale est atteinte, l'accélération correspondante est uniquement normale et le jerk normal  $J_n$  est nul. Ceci nous ramène à conclure que durant une interpolation circulaire, la valeur du jerk tangential est contrôlée par le directeur de commande dans l'ordre de générer une vitesse d'avance limitée et contrôlée par la valeur maximale du jerk par axe, ces résultats sont démontrés dans les travaux de Tapie lors d'une étude expérimentale [Tapie 07].

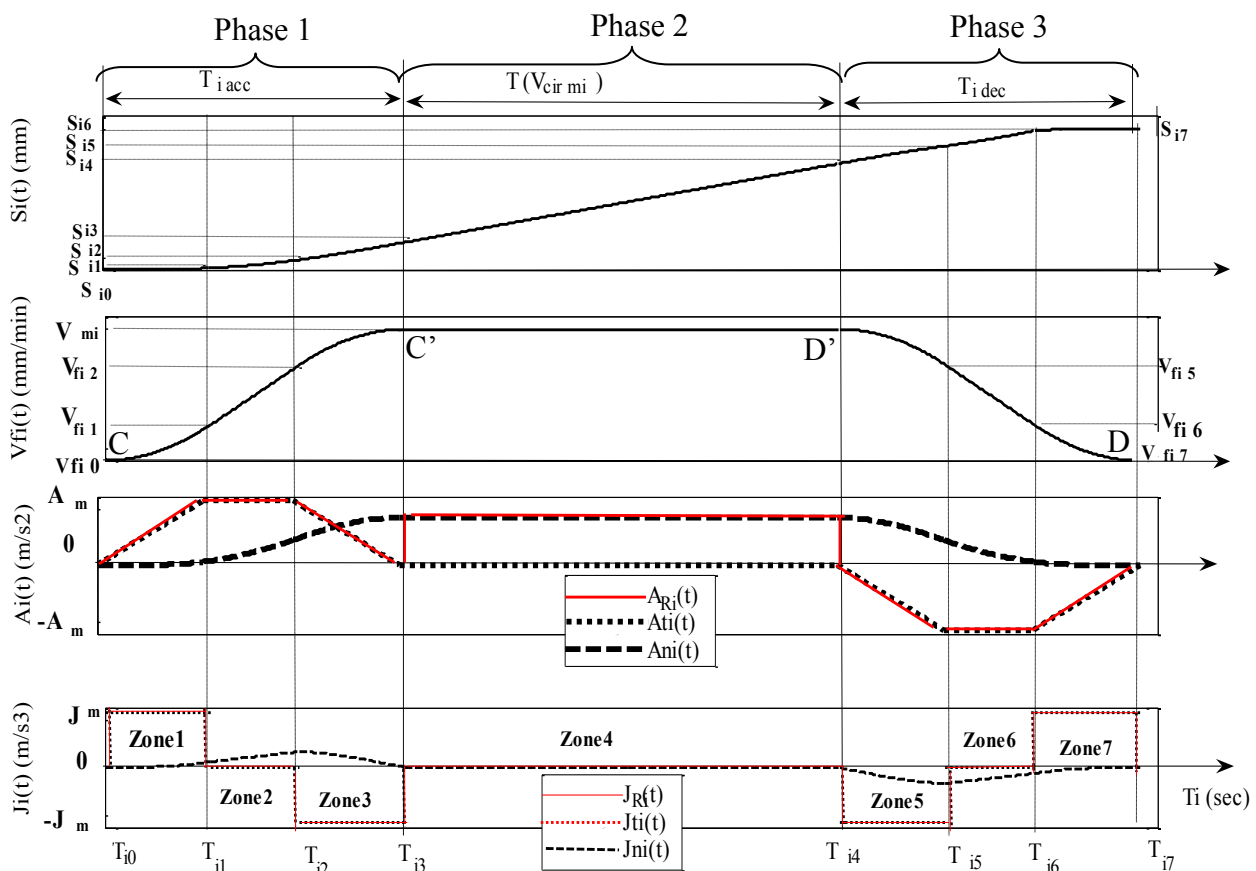


FIGURE 2. 3 : La loi cinématique générée avec un échelon de jerk.

[Pateloup 05] et [Erkorkmaz 01] ont développé un modèle analytique de la vitesse d'avance pour une interpolation linéaire. Sur la base de ces travaux, nous avons transposé la modélisation analytique de la vitesse d'avance pour l'interpolation circulaire (figure 2. 2). Les équations données par cette transposition se détaillent comme suit.

Zone 1 : l'accélération, la vitesse d'avance et le déplacement ont des profils respectivement : linéaire, parabolique et cubique.

$S_{i-1}$  est la longueur du dernier bloc,  $S_{ij} = S(T_{ij})$  et  $V_{fi j} = V(T_{ij})$  avec  $j = 0$  à 7.

$$\forall t \in [T_{i-1}, T_{i1}] \left\{ \begin{array}{l} J_{Ri1}(t) = J_m \quad J_{ii1}(t) = J_m \quad J_{ni1}(t) = 2 \frac{V_{fi1}(t)}{R_i} J_m t \\ A_{Ri1}(t) = J_m t \quad A_{ii1}(t) = J_m t \quad A_{ni1}(t) = \frac{V_{fi1}^2(t)}{R_i} \\ V_{fi1}(t) = \frac{J_m}{2} t^2 + V_{fi-1} \\ S_{i1}(t) = \frac{J_m}{6} t^3 + V_{fi-1} t + S_{i-1} \end{array} \right. \quad (2.4)$$

Zone 2 : la vitesse d'avance a un profil linéaire, les valeurs d'accélération sont constantes et le jerk tangentiel est nul.

$$\forall t \in [T_{i1}, T_{i2}] \left\{ \begin{array}{l} J_{Ri2}(t) = 0 \quad J_{ii2}(t) = 0 \quad J_{ni2}(t) = 2 \frac{V_{fi2}(t)}{R_i} A_{mi} \\ A_{Ri2}(t) = J_m T_{i1} = A_{mi} \quad A_{ii2}(t) = A_{mi} \quad A_{ni2}(t) = \frac{V_{fi2}^2(t)}{R_i} \\ V_{fi2}(t) = J_m T_{i1} (t - T_{i1}) + V_{fi1} \\ S_{i2}(t) = \frac{J_m T_{i1}}{2} (t - T_{i1})^2 + V_{fi1} (t - T_{i1}) + S_{i1} \end{array} \right. \quad (2.5)$$

Zone 3 : les profils générés ressemblent aux profils de la zone 1.

$$\forall t \in [T_{i2}, T_{i3}] \left\{ \begin{array}{l} J_{Ri3}(t) = -J_m \quad J_{ii3}(t) = -J_m \quad J_{ni3}(t) = 2 \frac{V_{fi3}(t)}{R_i} A_{i3}(t) \\ A_{Ri3}(t) = -J_m (t - T_{i2}) + J_m T_{i1} \quad A_{ii3}(t) = -J_m (t - T_{i2}) + J_m T_{i1} \quad A_{ni3}(t) = \frac{V_{fi3}^2(t)}{R_i} \\ V_{fi3}(t) = -\frac{J_m}{2} (t - T_{i2})^2 + J_m T_{i1} (t - T_{i2}) + V_{fi2} \\ S_{i3}(t) = -\frac{J_m}{6} (t - T_{i2})^3 + \frac{J_m T_{i1}}{2} (t - T_{i2})^2 + V_{fi2} (t - T_{i2}) + S_{i2} \end{array} \right. \quad (2.6)$$

Zone 4: Elle correspond à une vitesse d'avance égale à la valeur maximale.

$$\forall t \in [T_{i3}, T_{i4}] \left\{ \begin{array}{l} J_{Ri4}(t) = J_{ii4}(t) = 0 \quad J_{ni4}(t) = 0 \\ A_{Ri4}(t) = \frac{V_{mi}^2}{R_i} \quad A_{ii4}(t) = 0 \quad A_{ni4}(t) = \frac{V_{cir\ mi}^2}{R_i} \\ V_{fi4}(t) = V_{fi3} = V_{cir\ mi} \\ S_{i4}(t) = V_{cir\ mi} (t - T_{i3}) + S_{i3} \end{array} \right. \quad (2.7)$$

Zone 5 : les profils générés ressemblent aux profils de la zone 1.



$$\forall t \in [T_{i4}, T_{i5}] \left\{ \begin{array}{l} J_{Ri5}(t) = -J_m \\ A_{Ri5}(t) = -J_m(t - T_{i4}) \\ V_{fi5}(t) = -\frac{J_m}{2}(t - T_{i4})^2 + V_{cir\ mi} \\ S_{i5}(t) = -\frac{J_m}{6}(t - T_{i4})^3 + V_{cir\ mi}(t - T_{i4}) + S_{i4} \end{array} \right. \quad (2.8)$$

Zone 6 : les profils générés ressemblent aux profils de la zone 2.

$$\forall t \in [T_{i5}, T_{i6}] \left\{ \begin{array}{l} J_{Ri6}(t) = 0 \\ A_{Ri6}(t) = -A_{mi} \\ V_{fi6}(t) = -J_m(T_{i5} - T_{i4})(t - T_{i5}) + V_{fi5} \\ S_{i6}(t) = \frac{-J_m(T_{i5} - T_{i4})}{2}(t - T_{i5})^2 + V_{fi5}(t - T_{i5}) + S_{i5} \end{array} \right. \quad (2.9)$$

Zone 7 : les profils générés ressemblent aux profils de la zone 1.

$$\forall t \in [T_{i6}, T_{i7}] \left\{ \begin{array}{l} J_{Ri7}(t) = J_m \\ A_{Ri7}(t) = J_m(t - T_{i6}) - J_m(T_{i5} - T_{i4}) \\ V_{fi7}(t) = \frac{J_m}{2}(t - T_{i6})^2 - J_m(T_{i5} - T_{i4})(t - T_{i6}) + V_{fi6} \\ S_{i7}(t) = \frac{J_m}{6}(t - T_{i6})^3 - J_m(T_{i5} - T_{i4})(t - T_{i6})^2 + V_{i6}(t - T_{i6}) + S_{i6} \end{array} \right. \quad (2.10)$$

Les conditions aux limites de cette étude sont présentées dans le tableau ci-dessous :

Les paramètres d'entrée :

$V_{fi-1}; V_{fi7}; A_{mi}; J_{mi}; \theta_i; R_i$  and  $V_{cir\ mi}$

$T_{ij}$	$V_{fi j}$	$S_{ij}$
$T_{i0}$	$V_{fi0} = V_{fi-1}$	$S_{i0} = S_{i-1}$
$T_{i1}$	$V_{fi1} = \frac{J_m}{2} T_{i1}^2 + V_{fi0}$	$S_{i1} = \frac{J_m}{6} T_{i1}^3 + V_{fi0} T_{i1} + S_{i0}$
$T_{i2}$	$V_{fi2} = J_m T_{i1} \left( T_{i2} - \frac{T_{i1}}{2} \right) + V_{fi0}$	$S_{i2} = \frac{J_m T_{i1}^3}{6} + \frac{J_m}{2} T_{i1} T_{i2} (T_{i2} - T_{i1}) + V_{fi0} T_{i2} + S_{i0}$
$T_{i3}$	$V_{fi3} = J_m T_{i1} T_{i2} + V_{fi0} = V_{cir\ mi}$	$S_{i3} = \frac{J_m T_{i1} T_{i2}}{2} (T_{i2} + T_{i1}) + V_{fi0} T_{i3} + S_{i0}$
$T_{i4}$	$V_{i4} = V_{cir\ mi}$	$S_{i4} = V_{cir\ mi} (T_{i4} - T_{i3}) + S_{i3}$
$T_{i5}$	$V_{i5} = -\frac{J_m}{2} (T_{i5} - T_{i4})^2 + V_{cir\ mi}$	$S_{i5} = -\frac{J_m}{6} (T_{i5} - T_{i4})^3 + V_{cir\ mi} (T_{i5} - T_{i3}) + S_{i3}$
$T_{i6}$	$V_{fi6} = -\frac{J_m}{2} (T_{i5} - T_{i4}) (2T_{i6} - T_{i5} - T_{i4}) + V_{ci}$	$S_{i6} = -\frac{J_m (T_{i5} - T_{i4})^3}{6} + \frac{J_m}{2} (T_{i5} - T_{i4}) (T_{i6} - T_{i5}) (T_{i6} - T_{i4}) + V_{cir\ mi} (T_{i6} - T_{i3}) + S_{i3}$

$$T_{i7} \quad V_{fi7} = -J_m (T_{i5} - T_{i4})(T_{i6} - T_{i4}) + V_{cir\ mi}$$

$$S_{i7} = -\frac{J_m (T_{i5} - T_{i4})(T_{i6} - T_{i4})}{2} (T_{i6} + T_{i5} - 2T_{i4})$$

$$+ V_{cir\ mi} (T_{i7} - T_{i3}) + S_{i3} = \theta_i R_i + S_{i0}$$

### 2.2.2. Différentes contraintes de limitation

Dans notre étude, la vitesse d'avance pour une interpolation circulaire sera limitée par les trois paramètres cinématiques des axes (accélération, Jerk et vitesse d'avance maximale), la performance du directeur de commande numérique (temps de cycle d'interpolation  $T_{cy}$ ), la valeur du rayon d'interpolation et la longueur de la trajectoire.

La vitesse d'avance autorisée par le DCN ( $V_{cir\ mi}$ ) est donnée par :

$$V_{cir\ mi} = \min(V_{fprogi}; V_{Ami}; V_{Ji}; V_{Lbi}; V_{icyi}) \quad (2.11)$$

La vitesse d'avance correspondant à la limitation de l'accélération est donnée par **[Dugas 02-a]**:

$$V_{Ami} = \sqrt{R_i A_{mi}} \quad (2.12)$$

La vitesse d'avance correspondant à la limitation du jerk est donnée par **[Dugas 02-a]** :

$$V_{Ji} = \sqrt[3]{J_m R_i^2} \quad (2.13)$$

$V_{Lbi}$  est fonction de la longueur du bloc et des paramètres cinématiques de la machine (jerk et accélération). Cette limitation aura lieu quand la longueur totale d'accélération et de décélération est plus grande que la longueur d'un bloc  $L_{bi}$ . La valeur de cette vitesse est calculée en fonction des contraintes géométriques et cinématiques imposées en utilisant les équations de (2.4) à (2.10).

En interpolation circulaire, la vitesse d'avance programmée dépend de la nature de la forme circulaire usinée, convexe ou bien concave. Pour l'usinage d'un contour ayant une forme circulaire concave avec des profondeurs de passe radiale inférieures au rayon de l'outil, le DCN réalise une correction de la vitesse d'avance à l'aide de la correction normale au profil avec avance constante (CFIN sur DCN Sinumerik 840). La vitesse d'avance programmée devient :

$$V_{Ri} = \frac{R_i}{R_i + R_{out}} V_{fprogi} \quad (2.14)$$

Avec  $R_{out}$  : rayon de l'outil

Dans ce cas, la vitesse d'avance devient :

$$V_{cir\ mi} = \min(V_{fprogi}; V_{Ami}; V_{Ji}; V_{Lbi}; V_{tci}; V_{Ri}) \quad (2.15)$$

### 2.2.3. Méthodologies de calcul

Le calcul de la durée totale du déplacement est lié à la détermination de la durée de chaque zone présentée dans la modélisation analytique. Suivant l'impact des paramètres cinématiques (Jerk, Vitesse programmée, Vitesse à l'extrémité) et géométriques (longueur de la trajectoire), nous pouvons remarquer la disparition de quelques zones sur le profil de la vitesse d'avance. Par exemple, la disparition de la deuxième et la sixième zone est liée aux faibles valeurs du jerk en gardant une longueur suffisante pour atteindre la vitesse maximale.

La figure 2. 4 présente la démarche à suivre pour la détermination des différentes zones du profil de la vitesse d'avance.

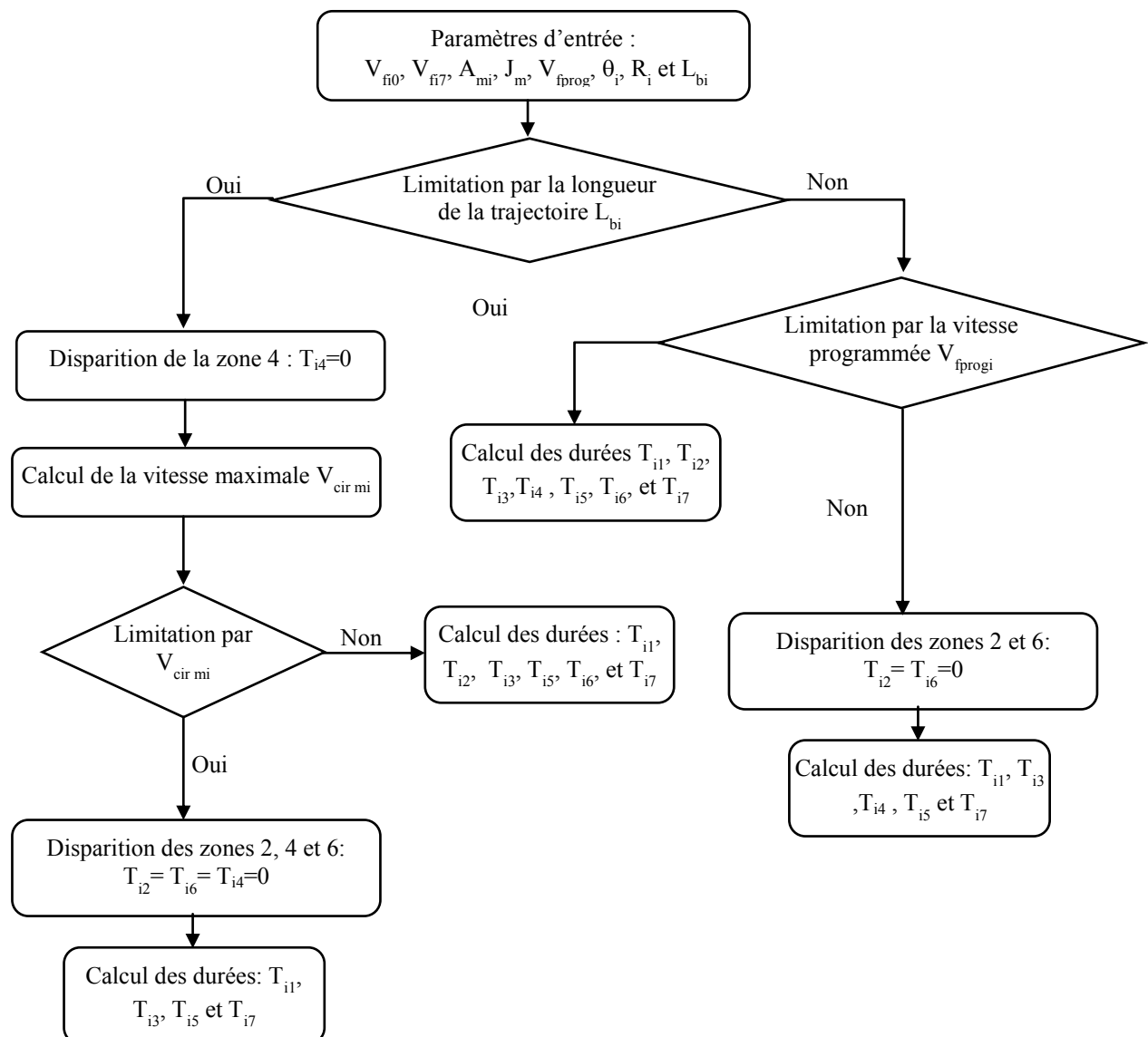


FIGURE 2. 4 : Méthodologie du calcul de la durée de chaque zone sur le profil de la vitesse.

### 2.3. Application

Afin d'identifier les paramètres d'accélération et de décélération, la capacité du directeur de commande de notre machine et de vérifier notre méthodologie de calcul, des essais simples sont réalisés sur un centre de fraisage à grande vitesse 3 axes équipé d'un DCN Sinumerik 840D (figure 2. 5). Les caractéristiques de la machine sont présentées dans le tableau 2. 1.



FIGURE 2. 5 : Centre d'usinage Huron KX10.

Huron KX10	
<b>Broche</b>	100 à 24000 tr/min
Vitesse de la broche :	
Puissance maximale	20 kW
<b>Course :</b>	
Axe X (chariot sur portique)	710 mm
Axe Y (table mobile)	550 mm
Axe Z (poupée porte broche)	500 mm
<b>Déplacement :</b>	
Avance rapide maximale X Y	30 m/min
Avance rapide maximale Z	18 m/min
Avances de travail :	10m/min
Accélération maximale	3 m/s <sup>2</sup>
Jerk maxi	50 m/s <sup>3</sup>
DCN	
Modèle	Siemens 840D
Mode d'accélération	Soft
Commande d'anticipation	G64et G641
Look ahead	100 blocs

Tableau 2. 1 : Caractéristiques du centre d'usinage Huron KX10.

L'acquisition des signaux est effectuée à l'aide d'un logiciel nommé SINUCOM qui est installé sur un ordinateur. Ce dernier est branché avec le DCN de la machine par l'intermédiaire d'une carte d'acquisition (figure 2. 6).

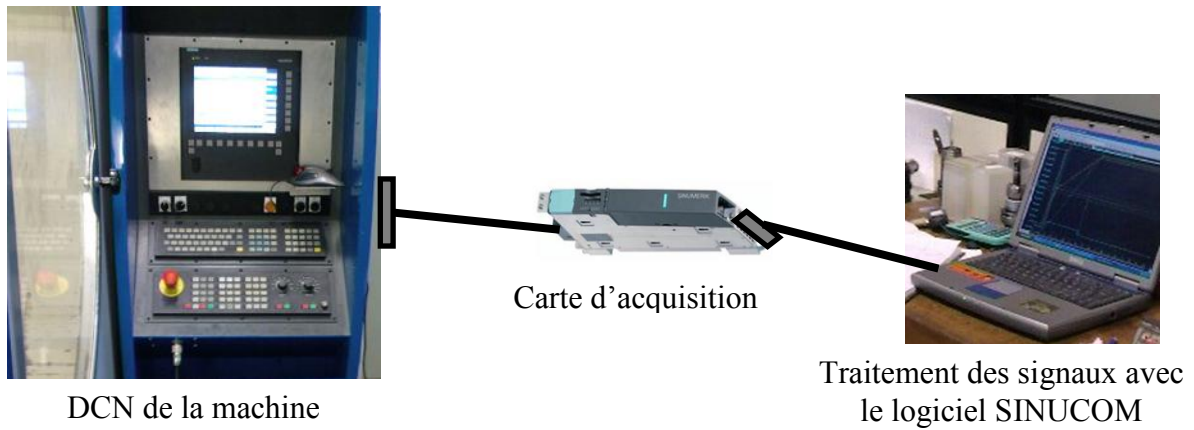


FIGURE 2. 6 : Chaine d'acquisitions des signaux.

### 2.3.1. Comportement en accélération-décélération

Afin de valider le modèle cinématique lors d'un suivi d'une interpolation circulaire, une étude du suivi d'un arc de cercle de rayon constant présenté dans la figure 2. 7 est réalisée. Au cours de cet essai nous avons acquis l'évolution de la vitesse d'avance et d'accélération.

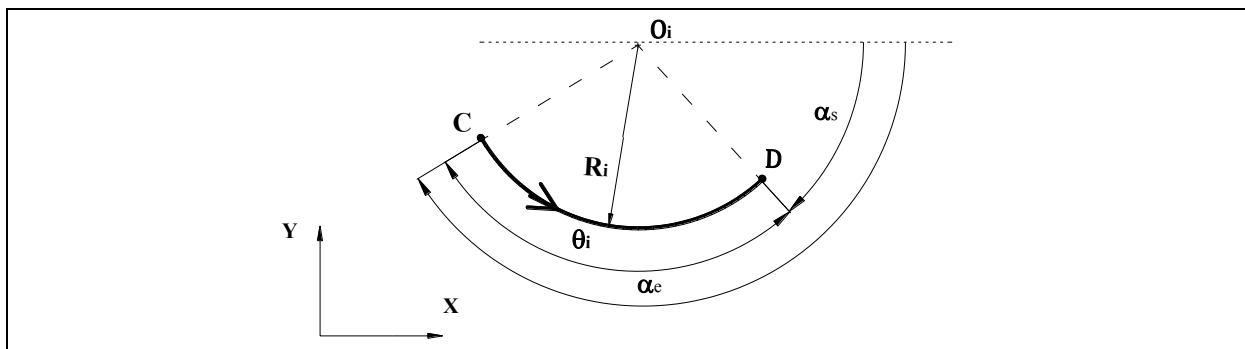


FIGURE 2. 7 : Interpolation circulaire.

Le profil présenté sur la figure 2. 8 correspond à l'évolution des accélérations : suivant l'axe X, l'axe Y, normale  $A_n$  et tangentielle  $A_t$ . Avec  $R_i = 10 \text{ mm}$ ,  $\theta_i = 360^\circ$  et  $\alpha_e = 180^\circ$

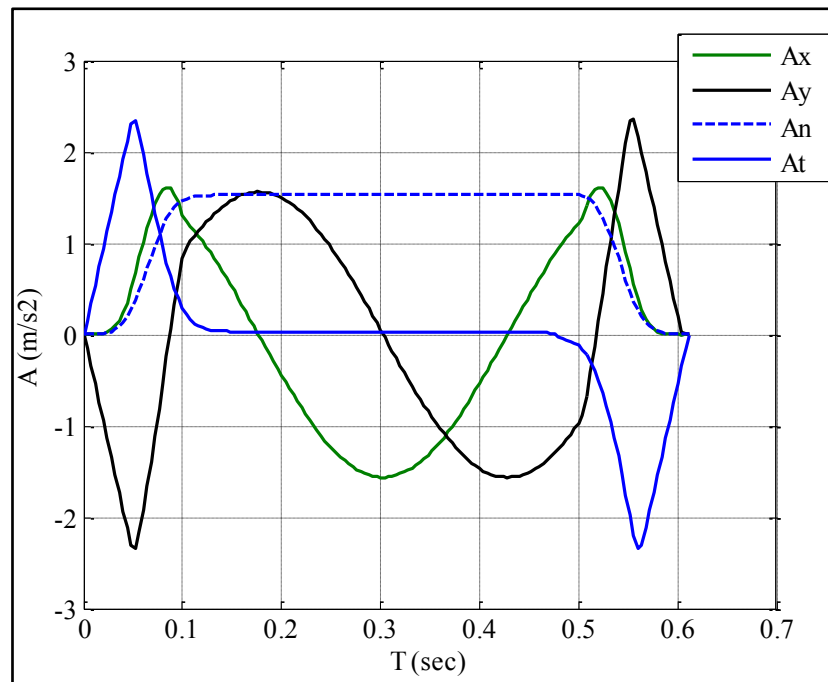


FIGURE 2. 8 : Accélération en fonction du temps ; Essais.

L'interpolation d'un cercle nécessite des grandeurs cinématiques identiques (Jerk et accélération), en effet, si un axe est moins dynamique que l'autre, il va imposer immédiatement ces capacités sur le calcul de la vitesse d'avance maximale.

La figure 2. 9 décrit l'évolution de la vitesse d'avance et de l'accélération selon deux composantes : une accélération tangentielle  $A_t(t)$  et une accélération normale  $A_n(t)$ .

Sur cet exemple, nous avons exécuté le contour circulaire avec une vitesse d'avance programmée égale à 7500 mm/min, une accélération de  $3\text{m/s}^2$  et un Jerk de  $50\text{m/s}^3$ .

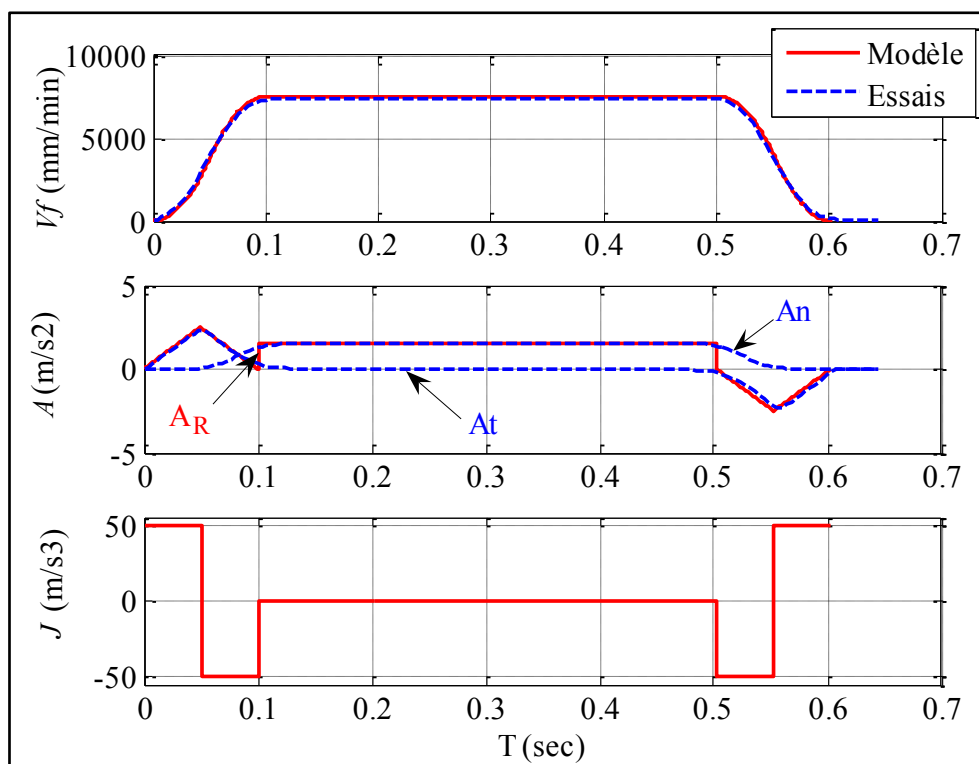


FIGURE 2. 9 : Vitesse d'avance pour un trajet circulaire de rayon 10mm.

Il est à noter que dans ce cas, la vitesse d'avance programmée est atteinte ce qui explique qu'il n'y a aucune saturation en terme d'accélération normale et de jerk tangentiel.

Durant la phase d'accélération et de décélération, l'accélération du travail  $A_R$  est égale à l'accélération tangentielle. Quand la vitesse d'avance maximale est atteinte, l'accélération de travail correspondante est uniquement normale.

### 2.3.2. Capacité du directeur de commande numérique DCN

En FGV, les performances du DCN sont également source de limitation, à cause d'une part du temps de cycle d'interpolation  $T_{cy}$  qui ralentit le suivi lors du franchissement d'un segment de faible longueur et d'autre part du nombre de blocs anticipés qui est trop faible.

Dans notre étude, nous allons nous focaliser sur la limitation due au temps de cycle. En effet, la valeur du look ahead est suffisamment importante pour couvrir tous les blocs à anticiper.

Afin de faire apparaître la limitation de la vitesse d'avance due au temps de cycle, nous avons exécuté une trajectoire composée de nombreux segments de faibles longueurs. La trajectoire est une droite à parcourir le long de l'axe X (figure 2. 10), la longueur totale est de 100mm et la vitesse d'avance programmée est de 2m/min.

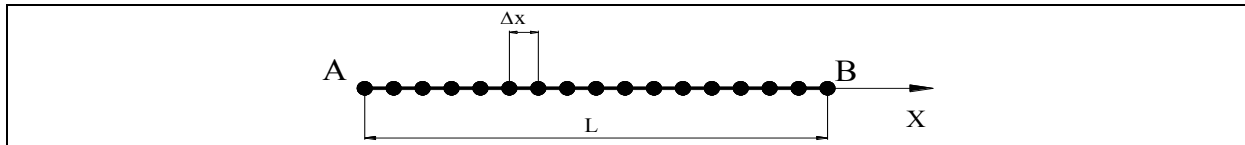


FIGURE 2. 10 : Trajectoire programmée.

Les profils de la vitesse d'avance lors du passage sur cette trajectoire sont présentés sur la figure 2. 11 pour différentes valeur de discrétisation  $\Delta x$ .

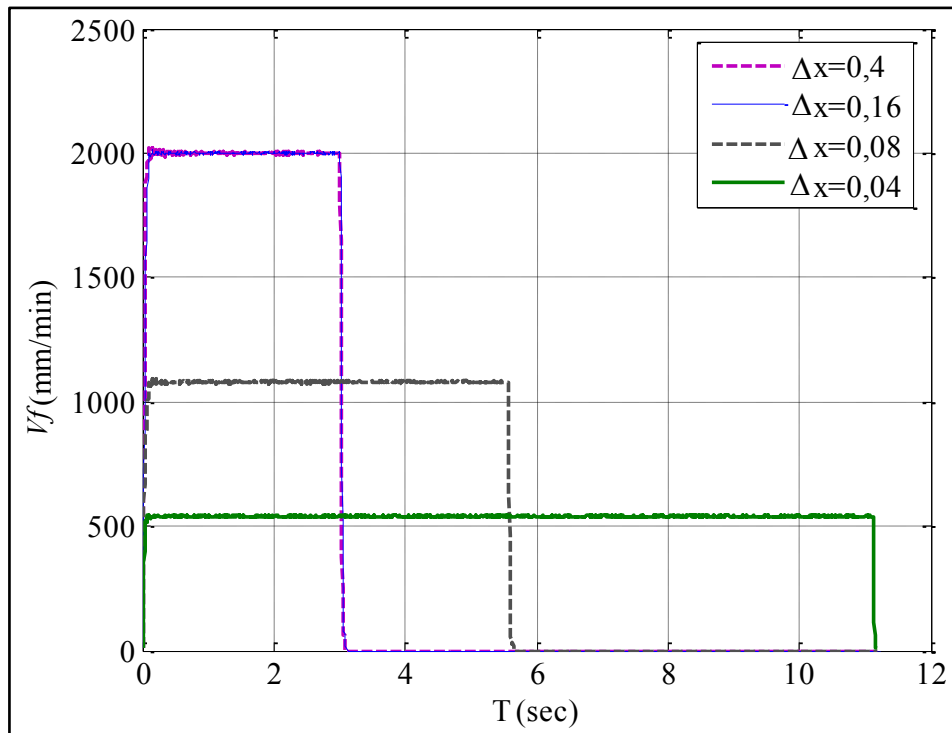


FIGURE 2. 11 : Vitesse d'avance avec des valeurs de discrétisation différentes ; Essais.

Le tableau 2. 2 présente la vitesse d'avance en fonction du temps du cycle pour différentes longueurs.

Incrément de discrétisation $\Delta x$ [mm]	Vitesse maximale [mm/min]	Tcy [ms]
0,4	2000	-
0,16	2000	-
0,08	1080	4,4
0,04	540	4,4

Tableau 2. 2 : Calcul du temps de cycle.

Pour les deux premiers cas, nous n'avons pas obtenu une réduction de la vitesse d'avance. Par suite, nous pouvons conclure que dans cet essai, la valeur d'anticipation n'est pas un facteur limitatif. En ce qui concerne les deux cas qui suivent, la limitation de la vitesse d'avance est liée au temps de cycle ce qui nous permet de déterminer la valeur du temps de cycle qui est égale à 4,4ms.



### 3. Modélisation de la vitesse d'avance pour deux blocs

La trajectoire générée par le logiciel de FAO est discrétisée en plusieurs interpolations élémentaires de natures différentes (circulaires et linéaires). Une discontinuité en courbure ou en tangence au niveau de la transition entre deux blocs tend à ralentir le mouvement de l'outil et par la suite à augmenter le temps de cycle. Le type et le taux d'influence de cette discontinuité dépendent de la géométrie de la trajectoire.

Dans cette section, tout d'abord, nous présenterons la méthodologie envisagée pour l'identification de la nature de la discontinuité entre deux blocs successifs puis nous nous étendrons à la détermination de l'évolution de la vitesse d'avance pour une trajectoire d'outil qui présente des discontinuités en tangence et en courbure. Pour les discontinuités en tangence, une modélisation du rayon de raccordement aux niveaux des discontinuités est développée pour différentes combinaisons de blocs.

#### 3.1. Identification du type de la discontinuité

L'objectif de cette partie est l'identification de la nature et du taux d'influence d'une discontinuité entre des contours linéaire et circulaire à partir d'un fichier NCI généré par un logiciel de FAO. L'angle  $\gamma_i$  est calculé en fonction du type d'interpolation et de la nature de connexion entre les éléments.

A titre d'exemple, nous présentons quatre configurations de connexion dans la figure 2. 12.

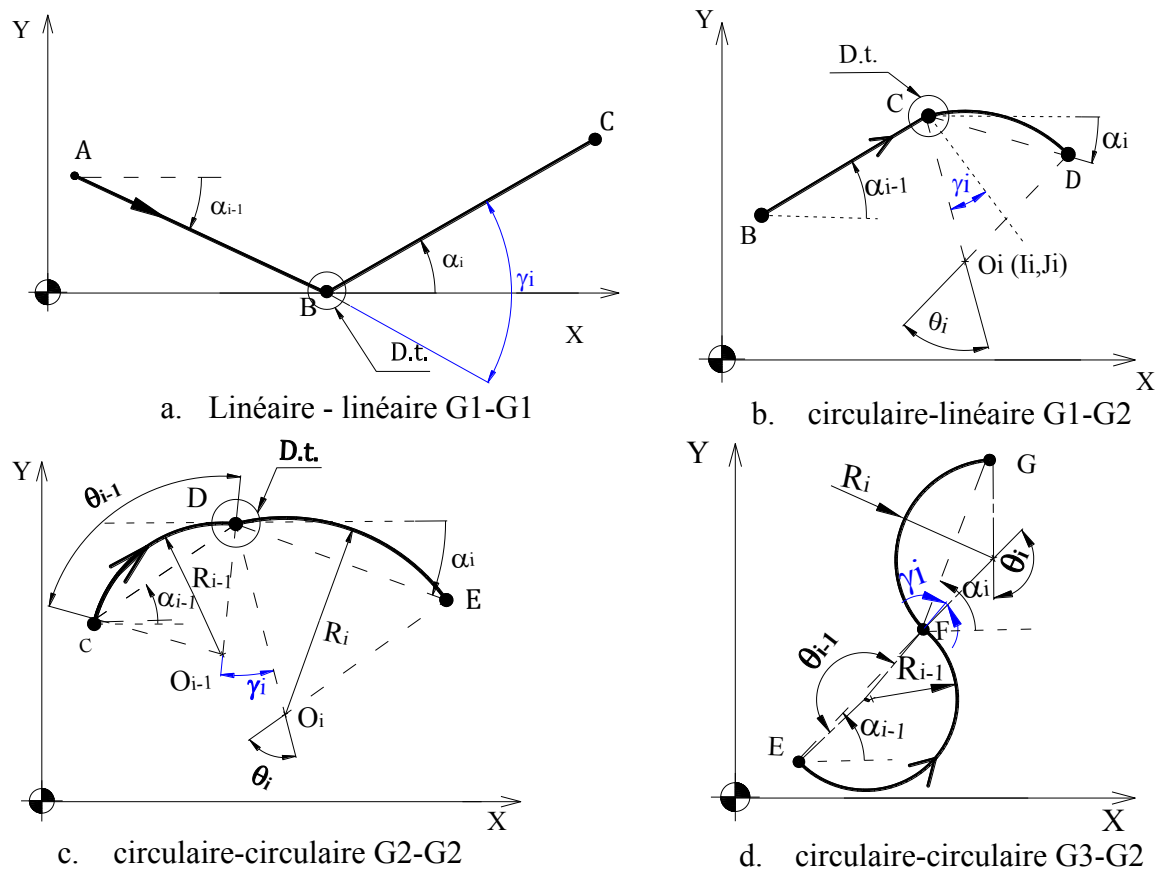


FIGURE 2. 12 : discontinuité entre deux blocs du trajet.

Le tableau 2. 3 présente les différentes combinaisons que nous pouvons rencontrer.

Points	Connexion entre	Angle $\gamma_i$	Points	Connexion entre	Angle $\gamma_i$
B	G1G1	$\alpha_i - \alpha_{i-1}$	F	G2G3	$\frac{\theta_{i-1}}{2} - \frac{\theta_i}{2} - \alpha_{i-1} + \alpha_i$
	G1G3	$\frac{\theta_i}{2} + \alpha_{i-1} - \alpha_i$		G3G2	$\frac{\theta_i}{2} - \frac{\theta_{i-1}}{2} - \alpha_{i-1} + \alpha_i$
	G3G1	$\frac{\theta_{i-1}}{2} + \alpha_{i-1} - \alpha_i$		D	G2G2
C	G1G2	$\frac{\theta_i}{2} - \alpha_{i-1} + \alpha_i$	G3G3	G3G3	$\frac{\theta_{i-1}}{2} + \frac{\theta_i}{2} + \alpha_{i-1} - \alpha_i$
	G2G1	$\frac{\theta_{i-1}}{2} - \alpha_{i-1} + \alpha_i$			

Tableau 2. 3 : Calcul de l'angle d'orientation en fonction du type d'interpolation.

À partir des équations présentées dans le tableau 2. 3, nous pouvons distinguer deux types de discontinuités sur la trajectoire selon la valeur de  $\gamma_i$ . Pour les discontinuités en courbure  $\gamma_i = 0^\circ$  (D.c.), il y'a une continuité en vitesse. Pour les discontinuités en tangence  $\gamma_i \neq 0^\circ$  (D.t.), il n'y a pas de continuité en vitesse.

La méthodologie suivie pour la détermination de l'angle d'orientation  $\gamma_i$  à partir d'un fichier NCI est présentée dans la figure 2. 13.

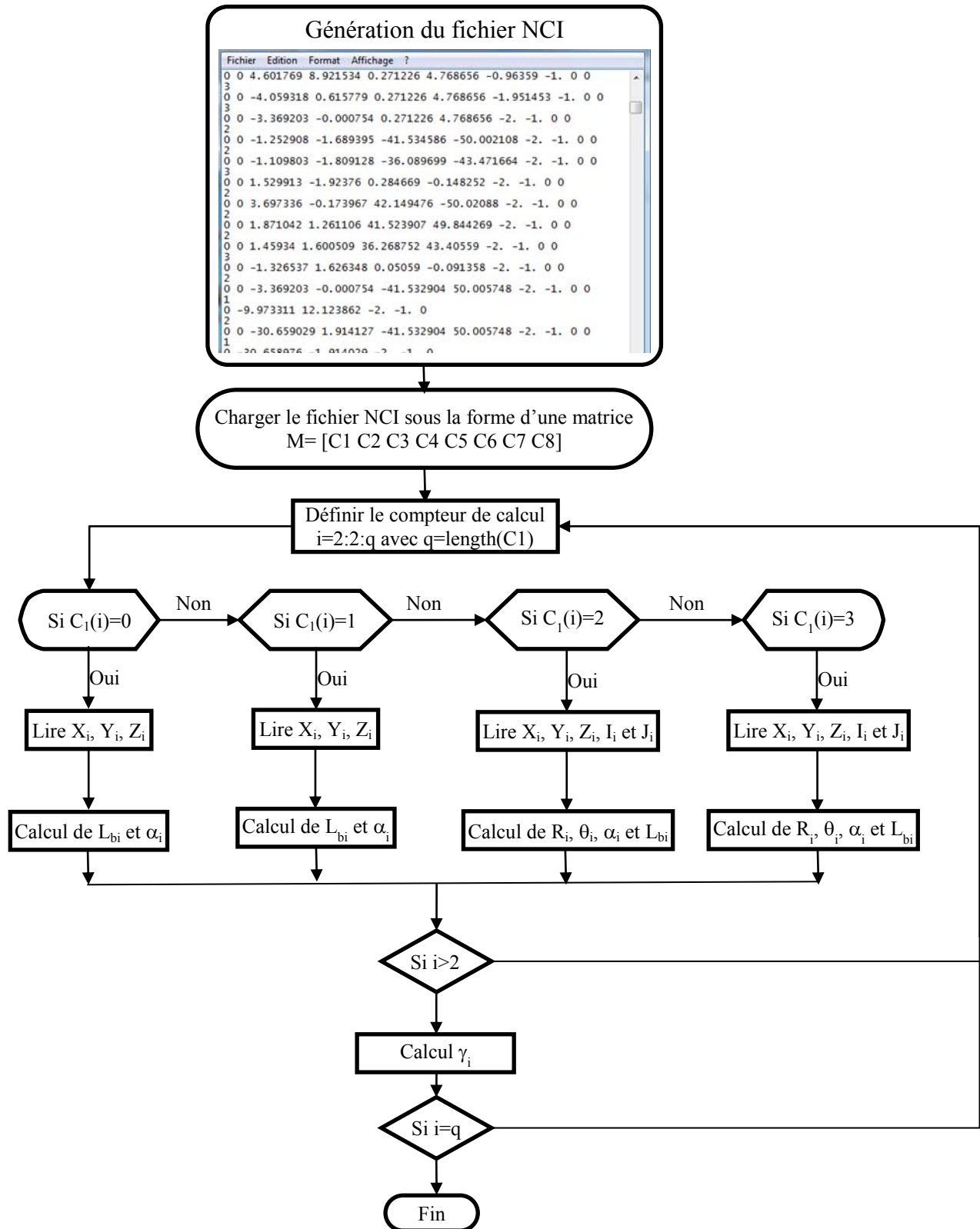


FIGURE 2. 13 : Algorithme de calcul de l'angle d'orientation  $\gamma_i$ .

Afin d'observer l'influence de la géométrie de la trajectoire sur la vitesse d'avance, nous avons acquis l'évolution de la vitesse d'avance (figure 2. 14) en parcourant une interpolation linéaire-circulaire pour différentes angles d'orientation  $\gamma_i$ .

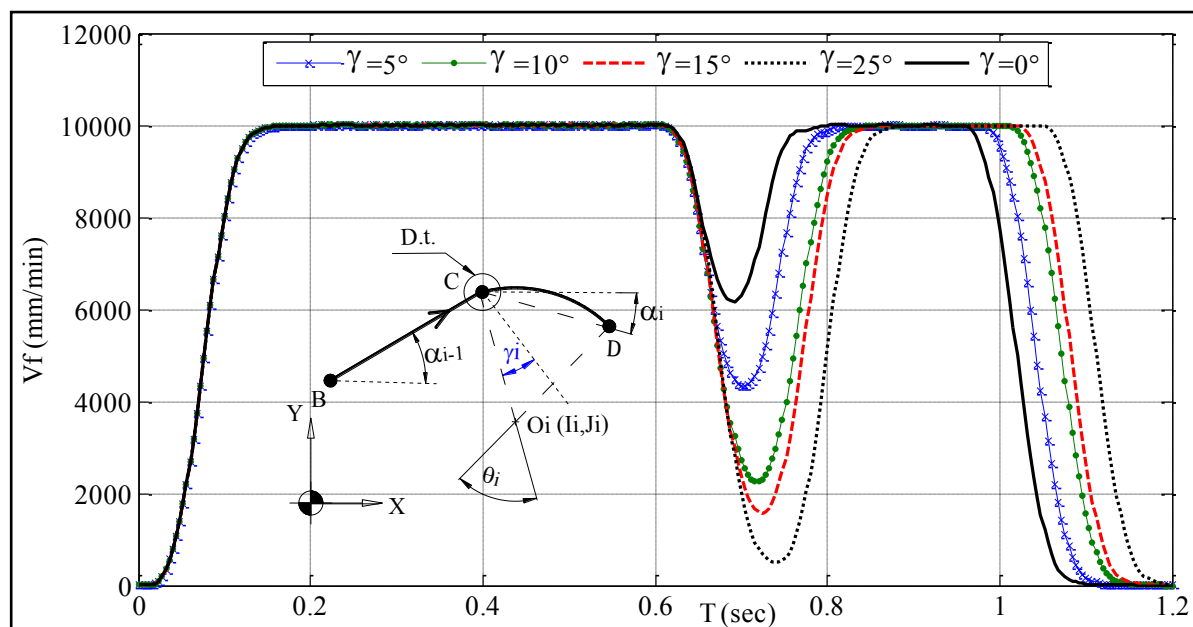


FIGURE 2. 14 : Vitesse d'avance pour différentes valeurs de  $\gamma_i$ , Essais ; BC=100mm ;  $R_i = 50\text{mm}$  ;  $\theta_i = 60^\circ$  ;  $V_{prog} = 10000\text{mm/min}$ .

La vitesse de franchissement est maximale pour un angle  $\gamma_i = 0^\circ$ , ceci pour le cas d'une continuité en tangence. Dans le cas de discontinuité en tangence  $\gamma_i \neq 0$ , la vitesse d'avance diminue quand l'angle  $\gamma_i$  augmente.

### 3.2. Vitesse d'avance à la transition de bloc pour une discontinuité en courbure

Lors d'une discontinuité en courbure,  $\gamma_i = 0^\circ$  (continuité en tangence) la commande numérique ralentit la machine afin de respecter les valeurs maximales de jerk pour chaque axe.

La figure 2. 15 décrit la correspondance entre la trajectoire de l'outil et le profil de la vitesse d'avance. Nous désignons par  $V_{cir\ max}$ ,  $V_{fci}$  et  $R_i$  ; respectivement, la vitesse d'avance maximale dans une interpolation circulaire, la vitesse à la transition d'une discontinuité et le rayon d'interpolation.

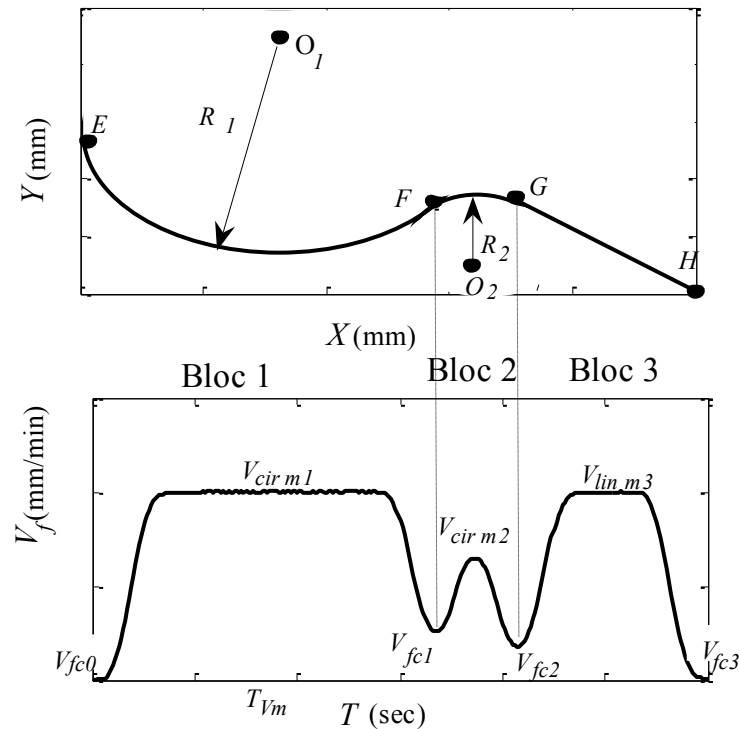


FIGURE 2. 15 : Vitesse d'avance lors de passage sur une continuité en tangence.

La vitesse de transition sur une continuité en tangence (discontinuité en courbure) est liée au type et géométrie d'interpolation et aux paramètres cinématiques des axes (Jerk et vitesse d'avance maximale). D'où la vitesse de transition autorisée par le DCN ( $V_{fci}$ ) est donnée par :

$$V_{fci} = \min(V_{fci}, V_{mi}, V_{Lbi}) \quad (2.16)$$

Pour le calcul de la vitesse de transition  $V_{fci}$ , nous avons utilisé les formules suivantes :

Vitesse de transition entre une interpolation linéaire et circulaire (point G) [**Dugas 02-a**] :

$$V_{fc2} = \sqrt{R_2 C} \text{ et } C = J_m \delta t$$

Vitesse de transition entre deux interpolations circulaires de sens contraire (point F)

[**Pateloup 05**] : 
$$V_{fc1} = \sqrt{\frac{R_1 R_2 J_m \delta t}{R_1 + R_2}}$$

Vitesse de transition entre deux interpolations circulaires de même sens [**Pateloup 05**] :

$$V_{fci} = \sqrt{\frac{R_i R_{i-1} J_m \delta t}{|R_i - R_{i-1}|}}$$

Le paramètre  $\delta t$  représente le temps nécessaire pour traverser une transition entre deux interpolations, ce temps est limité par le temps de cycle d'interpolation du DCN.

### 3.3. Vitesse d'avance à la transition de bloc pour une discontinuité en tangence

Au niveau d'une discontinuité en tangence ( $\gamma_i \neq 0$ ), la dérivée de la trajectoire n'est pas définie. Dans ce cas, l'accélération est infinie d'où la machine ralentit jusqu'à atteindre une

vitesse nulle afin d'éviter ce problème. Ceci tend à perturber les conditions de coupe puisque l'avance à la dent n'est plus constante, un risque de détérioration de l'état de surface apparaît et une augmentation du temps de cycle aura lieu. Pour remédier à ce problème, il est possible de rajouter une discontinuité en courbure (continuité en tangence) par l'ajout d'un arc de cercle au niveau de la discontinuité initiale. Cette méthode consiste à autoriser une erreur entre la trajectoire programmée et la trajectoire réelle pour obtenir une vitesse de franchissement non nulle. Dans ce cas, l'outil ne passe pas exactement au point de la discontinuité (figure 2. 16).

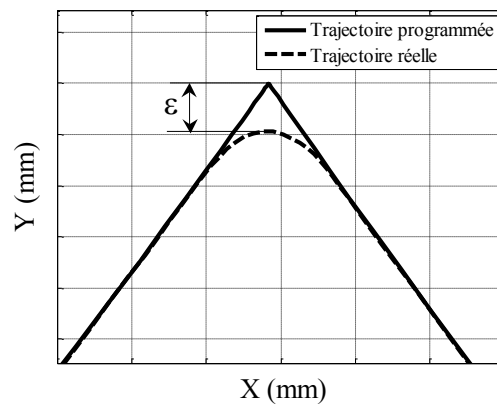


FIGURE 2. 16 : Les trajectoires du centre de l'outil : réelle et programmée.

Plusieurs travaux ont été menés pour éliminer la discontinuité en tangence entre deux interpolations linéaires successives. D'après ces travaux, Nous distinguons deux modèles. Le premier est basé sur l'ajout d'un arc de cercle au franchissement des discontinuités [Pateloup05] et [Lavernhe 06]. Le second consiste à approximer la trajectoire par une fonction polynomiale [Heng 10] et [Pessoles10-a]. Pour notre étude, nous avons adopté le premier modèle. Pour ce faire, nous avons développé une modélisation permettant de calculer la valeur du rayon de raccordement au niveau des discontinuités. Dans ce chapitre, nous nous intéressons aux discontinuités entre deux interpolations de type linéaire et circulaire et entre deux interpolations de type circulaire. Les modèles développés sont présentés en fonction des coordonnées des points constituant les deux interpolations en amont et en aval de la discontinuité.

Cette modélisation est présentée en deux méthodes. Tout d'abord, le rayon de raccordement entre les blocs est déterminé à l'aide de la fonction G641. La valeur du rayon de raccordement est fonction de la distance à partir de laquelle ou à laquelle la transition bloc est arrondi TIT (TIT: la distance de transition entre les blocs au niveau de la discontinuité). La distance doit

être spécifiée avec ADIS. Deuxièmement, le rayon de raccordement entre les blocs est déterminé avec l'instruction modale RNDM<sup>7</sup> ou non modale RND (figure 2. 17)

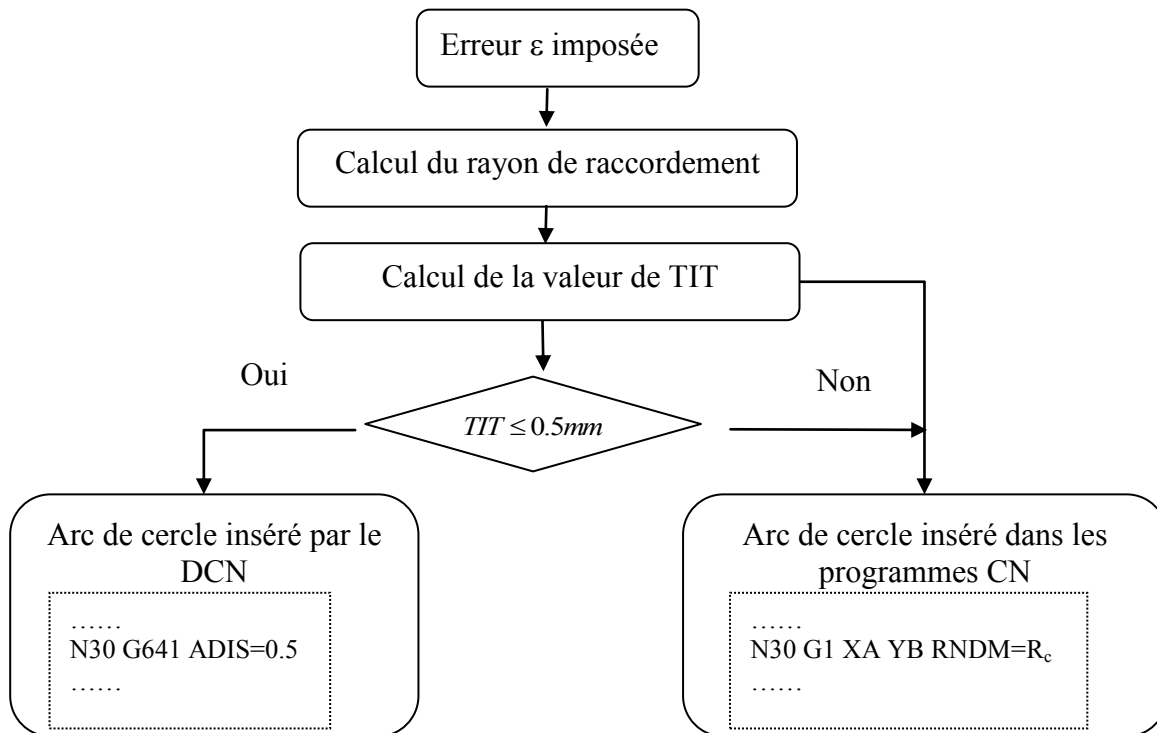


FIGURE 2. 17 : Algorithme de la modélisation du rayon de raccordement.

### 3.3.1. Comparaison des deux méthodes d'arrondissement

Dans notre étude expérimentale, la modification de la trajectoire au niveau de la discontinuité en tangence est effectuée avec deux commandes d'arrondissement différentes. L'objectif de cette étude est de présenter la différence de ces deux commandes en termes de type d'interpolation et de vitesse de transition. Pour ce faire, nous avons exécuté le trajet de la figure 2. 29 présenté par sa géométrie dans le tableau 2. 4 avec ces deux commandes pour la même valeur d'erreur d'interpolation  $\varepsilon$ .

Les figures numérotées 2.18 et 2.19 montrent une comparaison respectivement entre la trajectoire réelle de transition générée par G641 et celle par la fonction RND (méthode 1 et méthode 2) ainsi que leurs profils de vitesses d'avance.

La fonction RND permet d'arrondir de façon identique plusieurs angles de contour successifs, Avec cette commande, nous pouvons insérer un arrondi entre des contours linéaires et circulaires après chaque bloc de déplacement.

<sup>7</sup> Instruction pour la programmation d'un arrondi du langage Sinumerik  
RNDM: instruction modale  
RND: instruction non modale

		Discontinuité en D													
		Coordonnées			$R_1$	$R_2$	$\theta_1$	$\theta_2$	$\gamma_i$	Type de la discontinuité	$\varepsilon$	$R_c$	TIT	$V_{fprog}$	
		C	D	E	(mm)	(mm)	(°)	(°)	(°)		(mm)	(mm)	(mm)	(mm/min)	
Test1	Y	20	20	6.6	40	60	80	80	90	En tangence	Cas 1	0.213	0.51	-	10000
	X	10	67.85	143.8											

Tableau 2. 4 : Paramètres d'essais

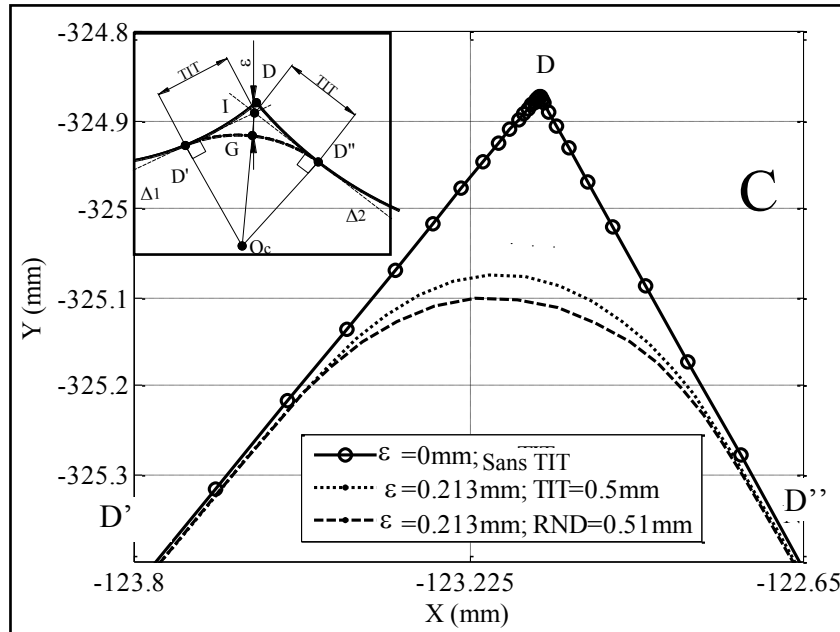


FIGURE 2. 18 : Insertion d'un arc de cercle au niveau d'une discontinuité en tangence par G641 (TIT imposé) et la fonction RND.

Pour la même valeur de l'erreur ( $\varepsilon = 0,213\text{mm}$ ), la trajectoire de l'outil générée par le DCN Siemens (G641) au niveau de la transition est légèrement différente de celle générée par RND. Dans le premier cas, une approximation de l'arc de cercle par une interpolation polynomiale est générée par le DCN Siemens, ce qui justifie la différence entre ces résultats. Ce phénomène est bien observé dans le travail de Pessoles [Pessoles 10] dans le cas de la transition entre deux interpolations linéaires.



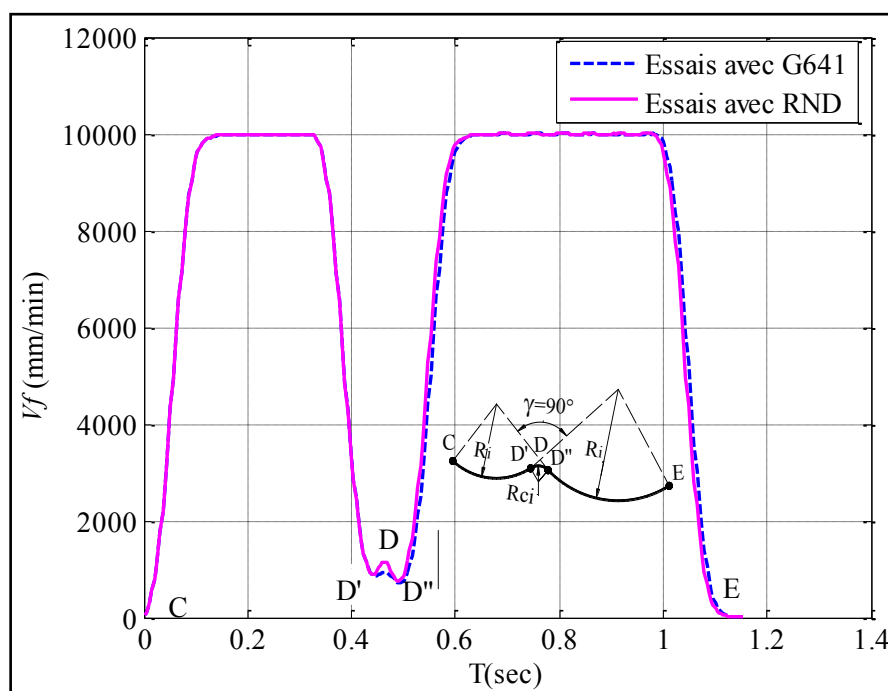


FIGURE 2. 19 : Vitesse d'avance pour les deux méthodes de modification de la trajectoire ; Essais.

La figure 2. 19 montre une faible différence entre l'évolution de la vitesse d'avance pour les deux méthodes (avec G641 et avec RND) au niveau des points (D', D et D''). Mais cette différence n'a pas un grand impact sur le temps de cycle. Cela est dû à la faible distance traversée au cours de la transition de bloc.

### 3.3.2. Discontinuité en tangence entre deux mouvements linéaires

Selon DUGAS [Dugas 02-a], le rayon de raccordement au niveau des discontinuités en tangence est fonction de la tolérance imposée  $\epsilon$  et de l'angle d'orientation  $\gamma_i$ , cette modélisation est appliquée sur une combinaison droite-droite (figure 2. 20).

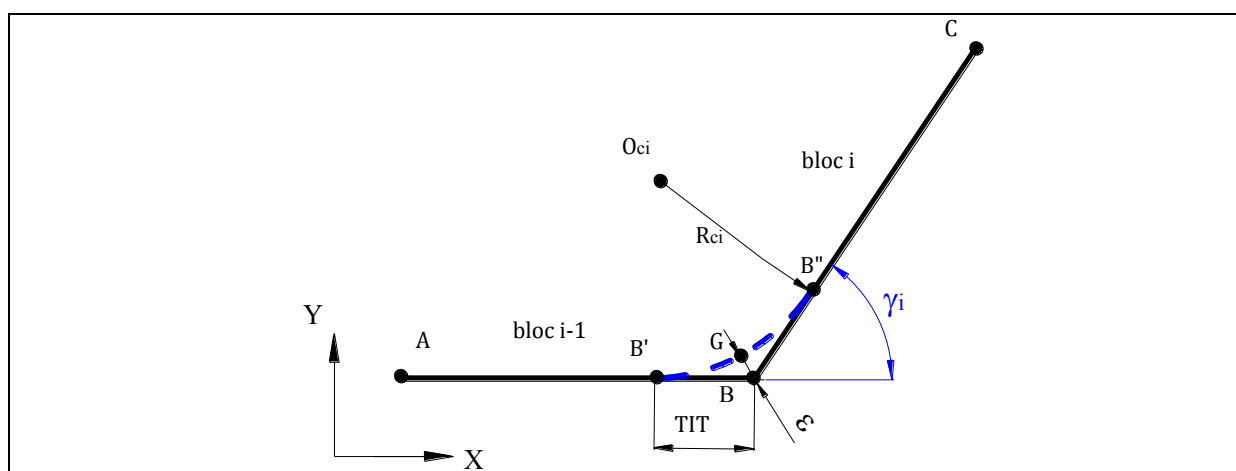


FIGURE 2. 20 : Modélisation de l'arrondissement d'une discontinuité en tangence.

Le rayon de raccordement inséré est donné par :

$$R_{ci} = \varepsilon \frac{\cos\left(\frac{\gamma_i}{2}\right)}{1 - \cos\left(\frac{\gamma_i}{2}\right)} \quad (2.17)$$

Puisque les contrôleurs n'utilisent pas cette définition, le rayon de raccordement sera calculé en fonction de la distance de transition au niveau de la discontinuité (TIT) au lieu de la tolérance d'interpolation ( $\varepsilon$ ) (figure 2. 20) :

$$R_{ci} = \frac{TIT}{\tan\left(\frac{\gamma_i}{2}\right)} \quad (2.18)$$

La valeur de la distance de transition à la discontinuité (TIT) est donnée par :

$$TIT = \varepsilon \frac{\sin\left(\frac{\gamma_i}{2}\right)}{1 - \cos\left(\frac{\gamma_i}{2}\right)} \quad (2.19)$$

À titre d'application, nous présentons dans la figure 2. 21 l'évolution du rayon de raccordement en fonction de l'angle d'orientation et la valeur des tolérances correspondantes pour chaque cas.

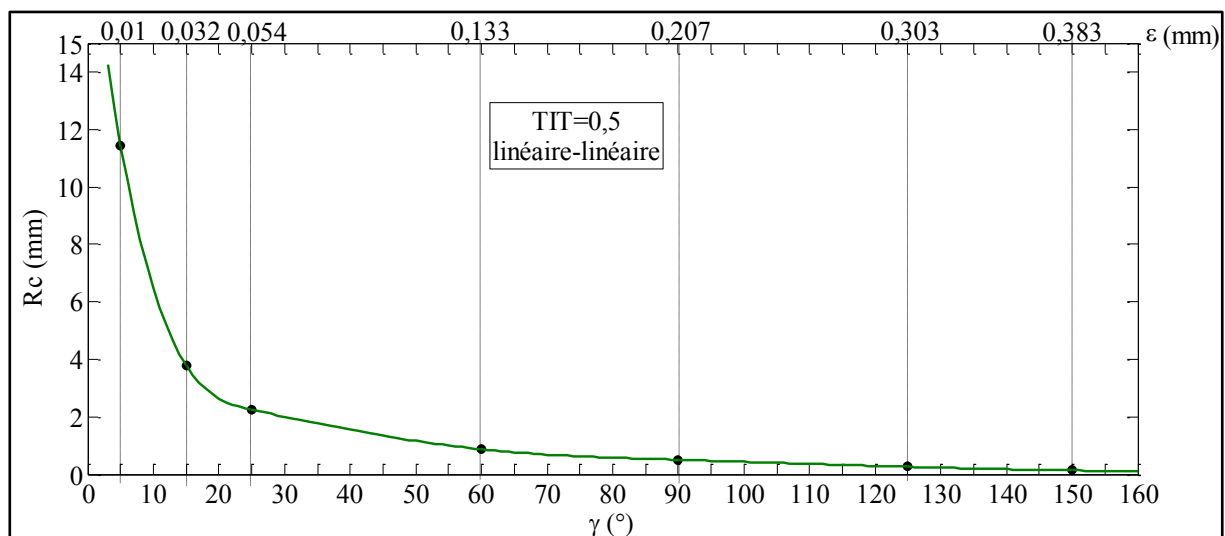


FIGURE 2. 21 : Rayon de raccordement entre deux interpolations linéaires ;  
AB = BC = 100mm.

En maintenant une valeur constante de la distance de transition TIT, les résultats présentés dans la figure 2. 21 montrent que l'erreur d'interpolation  $\varepsilon$  croît proportionnellement avec l'angle d'orientation  $\gamma_i$ , d'où la valeur de l'erreur d'interpolation  $\varepsilon$  est proche de zéro pour des angles d'orientations les plus faibles. Nous constatons aussi que les rayons de raccordement  $R_c$

restent proches de zéro pour les grandes valeurs de l'angle  $\gamma_i$ , puis pour les angles inférieurs à  $60^\circ$ , il croît brusquement.

Pour cette combinaison de contours, Nous envisageons de valider le modèle de calcul de la vitesse de transition. Ce résultat est présenté par la superposition du profil théorique et réel pour une distance de transition à la discontinuité TIT égale à 0,2mm (figure 2. 22).

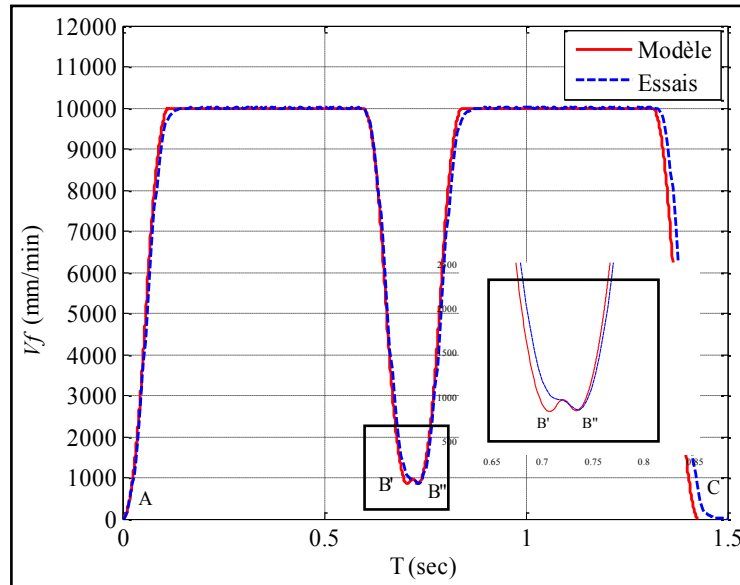


FIGURE 2. 22 : Vitesse d'avance à la transition d'une discontinuité pour différentes Vitesses programmées en utilisant la fonction G641.

L'absence des phases d'accélération et de décélération dans le profil expérimental peut s'expliquer par :

- le résultat de la faible distance de transition. En effet, les vitesses de transition (théorique et expérimentale) n'ont pas suffisamment de temps pour se stabiliser et respecter la variation théorique de la vitesse d'avance,

- la trajectoire d'outil générée à la transition de la discontinuité en tangence par la commande d'arrondissement (G641) est une approximation d'un arc de cercle par une fonction polynomiale [Siemens 06]; [Pessoles 10-a], ceci peut justifier aussi la différence entre les profils théoriques et expérimentaux au niveau des points de discontinuité (B' et B'')

### 3.3.3. Discontinuité en tangence entre un mouvement linéaire et circulaire

La trajectoire de l'outil (figure 2. 23) présente une discontinuité en tangence située entre une interpolation linéaire (BC) et une interpolation circulaire CD (CD de rayon  $R_i$  et de centre  $O_i$ ), l'angle d'orientation  $\gamma_i < 0^\circ$ . Cette discontinuité en tangence a été remplacée par une discontinuité de courbure en ajoutant un arc de cercle ayant un centre  $O_{ci}$  et un rayon  $R_{ci}$  calculé en fonction de l'erreur  $\epsilon$ .

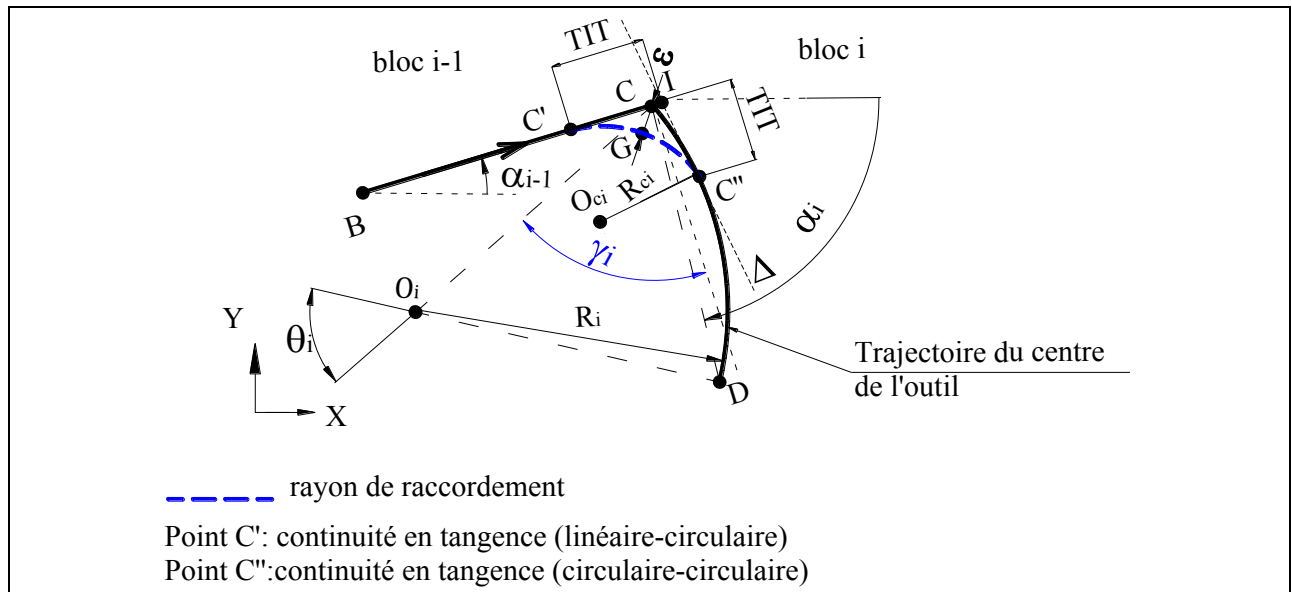


FIGURE 2. 23 : Modélisation de l'arrondissement d'une discontinuité entre une interpolation linéaire et une interpolation circulaire ;  $\gamma_i < 0$ .

Les coordonnées du point D sont données par :

$$X_D = 2R_i \sin \frac{\theta_i}{2} \cos \alpha_i + X_C \quad (2.20)$$

$$Y_D = 2R_i \sin \frac{\theta_i}{2} \sin \alpha_i + Y_C \quad (2.21)$$

$X_C$  et  $Y_C$  sont les coordonnées du point C.

Le rayon de raccordement est lié à la valeur de l'erreur imposée  $\varepsilon$ . Cette dernière est donnée par :

$$\varepsilon = \sqrt{(X_C - X_G)^2 + (Y_C - Y_G)^2} \quad (2.22)$$

Nous devons résoudre le système suivant pour trouver les coordonnées du centre  $O_{ci}$  ainsi que le rayon  $R_{ci}$  :

$$S_1 \begin{cases} (X_C - X_{O_{ci}})^2 + (Y_C - Y_{O_{ci}})^2 = (\varepsilon + R_{ci})^2 \\ \left| \frac{Y_C - Y_B}{X_C - X_B} X_{O_{ci}} - Y_{O_{ci}} + \frac{Y_B X_C - Y_C X_B}{X_C - X_B} \right| = R_{ci} \\ \sqrt{1 + \left( \frac{Y_C - Y_B}{X_C - X_B} \right)^2} \\ (X_{O_i} - X_{O_{ci}})^2 + (Y_{O_i} - Y_{O_{ci}})^2 = (R_i + R_{ci})^2 \end{cases} \quad (2.23)$$

La distance TIT est calculée en fonction de l'erreur  $\varepsilon$  (figure 2. 23) avec  $TIT = IC' = IC''$ .

Avec :  $\Delta$  est la tangente à l'arc de cercle CD au point  $C''$  et coupe la ligne BC au point I

Les coordonnées des points  $C'$  et  $C''$  sont calculées en résolvant les équations suivantes :

$$\begin{cases} (X_{C'} - X_{O_{ci}})^2 + (Y_{C'} - Y_{O_{ci}})^2 = R_{ci}^2 \\ \frac{Y_C - Y_B}{X_C - X_B} X_{C'} - Y_{C'} + \frac{Y_B X_C - Y_C X_B}{X_C - X_B} = 0 \\ (X_{C''} - X_{O_{ci}})^2 + (Y_{C''} - Y_{O_{ci}})^2 = R_{ci}^2 \\ (X_{C''} - X_{O_i})^2 + (Y_{C''} - Y_{O_i})^2 = R_i^2 \end{cases} \quad (2.24)$$

Les coordonnées du point I peuvent être calculées par :

$$\begin{cases} (X_{C'} - X_I)^2 + (Y_{C'} - Y_I)^2 = (X_{C''} - X_I)^2 + (Y_{C''} - Y_I)^2 \\ \frac{Y_C - Y_B}{X_C - X_B} X_I - Y_I + \frac{Y_B X_C - Y_C X_B}{X_C - X_B} = 0 \end{cases} \quad (2.25)$$

La valeur de TIT est donnée par :

$$TIT = \sqrt{(X_{C'} - X_I)^2 + (Y_{C'} - Y_I)^2} \quad (2.26)$$

La figure 2. 24 montre une trajectoire d'outil qui présente une discontinuité en tangence située entre une interpolation linéaire et circulaire avec un angle d'orientation  $\gamma_i > 0^\circ$ .

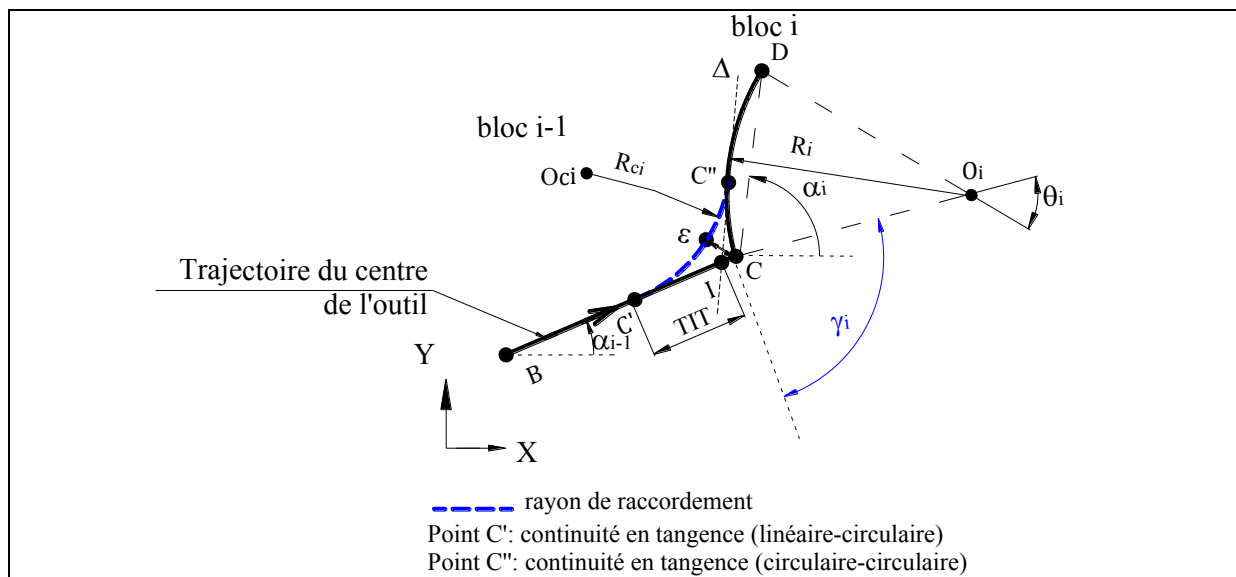


FIGURE 2. 24 : Modélisation de l'arrondissement d'une discontinuité entre une interpolation linéaire et une interpolation circulaire ;  $\gamma_i > 0$ .

Dans ce cas le système S1 devient :

$$S_2 \left\{ \begin{array}{l} (X_C - X_{O_{ci}})^2 + (Y_C - Y_{O_{ci}})^2 = (\varepsilon + R_{ci})^2 \\ \left| \frac{Y_C - Y_B}{X_C - X_B} X_{O_{ci}} - Y_{O_{ci}} + \frac{Y_B X_C - Y_C X_B}{X_C - X_B} \right| \\ \sqrt{1 + \left( \frac{Y_C - Y_B}{X_C - X_B} \right)^2} = R_{ci} \\ (X_{O_i} - X_{O_{ci}})^2 + (Y_{O_i} - Y_{O_{ci}})^2 = (R_i + R_{ci})^2 \end{array} \right. \quad (2.27)$$

À titre d'application, nous avons calculé, pour trois valeurs de TIT, l'évolution du rayon de raccordement en fonction de l'angle d'orientation (figure 2. 25).

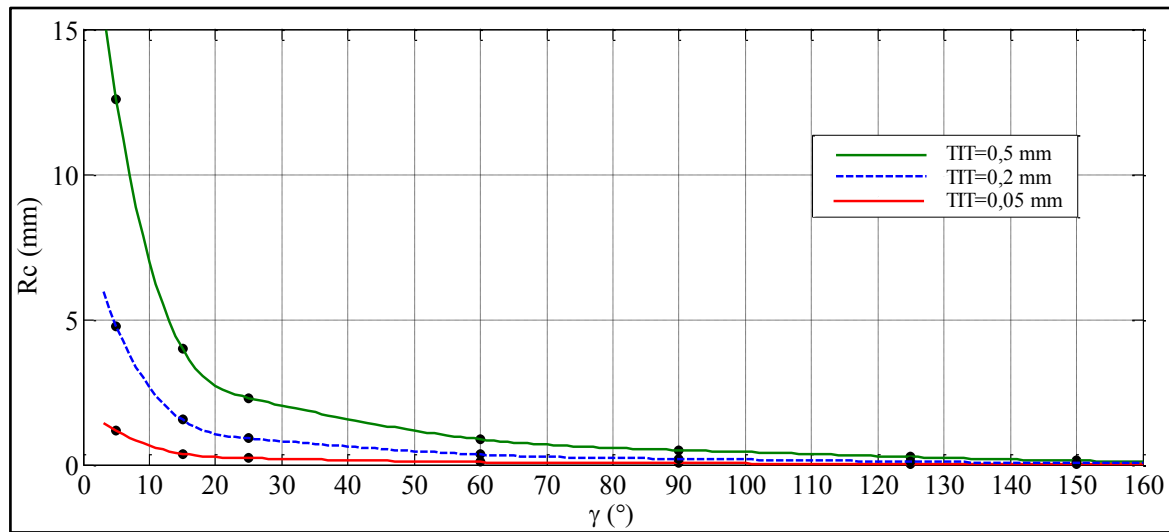


FIGURE 2. 25 : Rayon de raccordement entre les interpolations linéaire et circulaires ;  
BC = 100mm ;  $R_i = 50$ mm.

Les résultats présentés dans la figure 2. 25 montrent que l'augmentation de la valeur de TIT donne des valeurs de rayon de raccordement élevées. Mais, le simple accroissement de la valeur du rayon n'engendre pas nécessairement une diminution du temps de cycle. Nous vérifions ce phénomène dans la suite de notre étude.

Dans ce paragraphe, trois tests sont réalisés pour une discontinuité entre une interpolation linéaire et une interpolation circulaire (cas de la figure 2. 23) en faisant varier l'angle d'orientation  $\gamma_i$ . Le premier test permet de valider le modèle pour le cas d'une discontinuité en courbure, le second confirme la modélisation de la vitesse d'avance au niveau de la discontinuité en tangence et le troisième sert à vérifier la modélisation de la vitesse d'avance pour une autre valeur de l'angle d'orientation  $\gamma_i$  et de l'erreur imposée. Enfin, nous présentons un tableau comparatif qui récapitule les résultats théoriques et expérimentaux de ces essais.

		Discontinuité en C										
		Coordonnées des Points			$R_i$ (mm)	$\theta_i$ (°)	$\gamma$ (°)	Type de discontinuité	$\varepsilon$ (mm)	Rc (mm)	TIT (mm)	$V_{fprog}$ (mm/min)
		B	C	D								
Test 1	X	10	110	153.3	50	60	0	En courbure	-	-	-	10000
	Y	20	20	45								
Test 2	X	10	110	160	50	60	30	En tangence	0.07	1.88	0.5	10000
	Y	20	20	20								
Test 3	X	10	110	135	50	60	90	En tangence	1.55	4	-	10000
	Y	20	20	-23.3								

Tableau 2. 5 : Paramètres géométriques.

En s'appuyant sur les paramètres géométriques présentés dans le test1 (Tableau 2. 5), la variation de la vitesse d'avance à la transition de la discontinuité en courbure (continuité en tangence) est décrite sur la figure 2. 26.

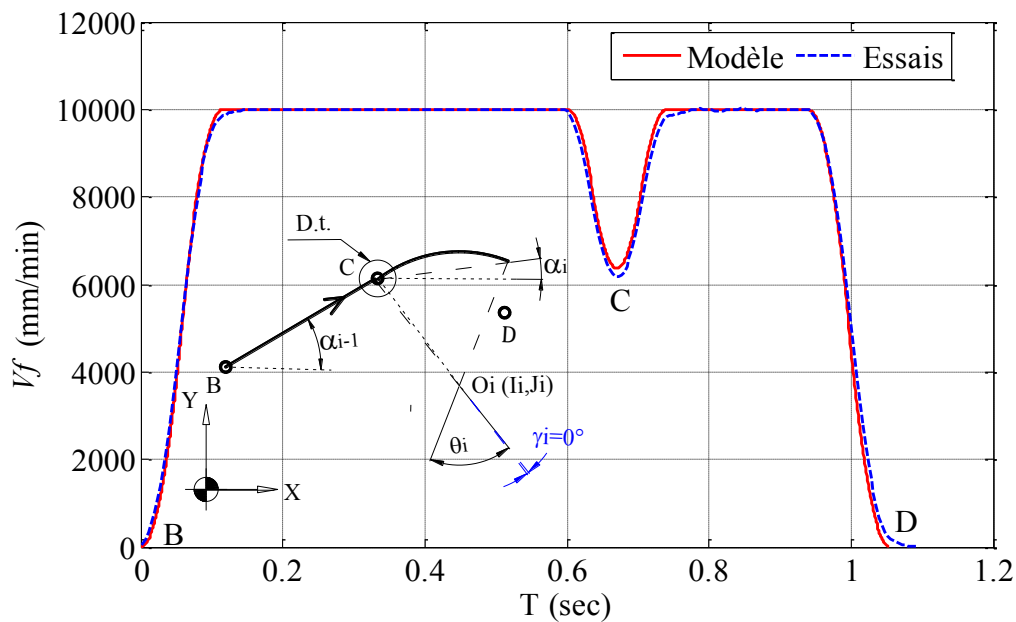


FIGURE 2. 26 : Vitesse d'avance pour une discontinuité en courbure  $\gamma_i=0^\circ$ ,  $R_i=50\text{mm}$  ;  $\theta_i = 60^\circ$  ; Test1.

Le test 2 présente les paramètres géométriques d'un trajet qui décrit le passage d'une interpolation linéaire à une interpolation circulaire avec une discontinuité en tangence. Cette discontinuité est éliminée par addition d'un arc de cercle en fonction de la distance de transition à la discontinuité TIT. La figure 2. 27 présente le profil théorique et expérimental de la vitesse d'avance suite à l'exécution de ce trajet.

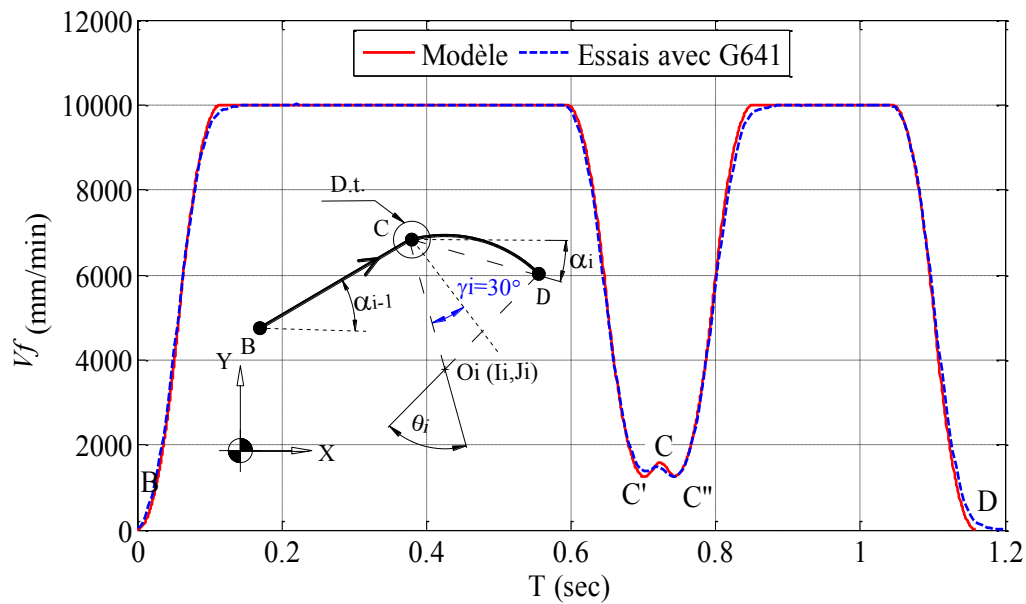


FIGURE 2. 27 : Vitesse d'avance pour une discontinuité en tangence  $\gamma_i = 30^\circ$  ;  
 $R_i = 50\text{mm}$  ;  $\theta_i = 60^\circ$  ; TIT = 0,5mm, Test2.

Pour le Test 3, le rayon de raccordement est introduit avec la fonction RND dans le programme. Les profils théoriques et expérimentaux sont présentés sur la figure 2. 28.

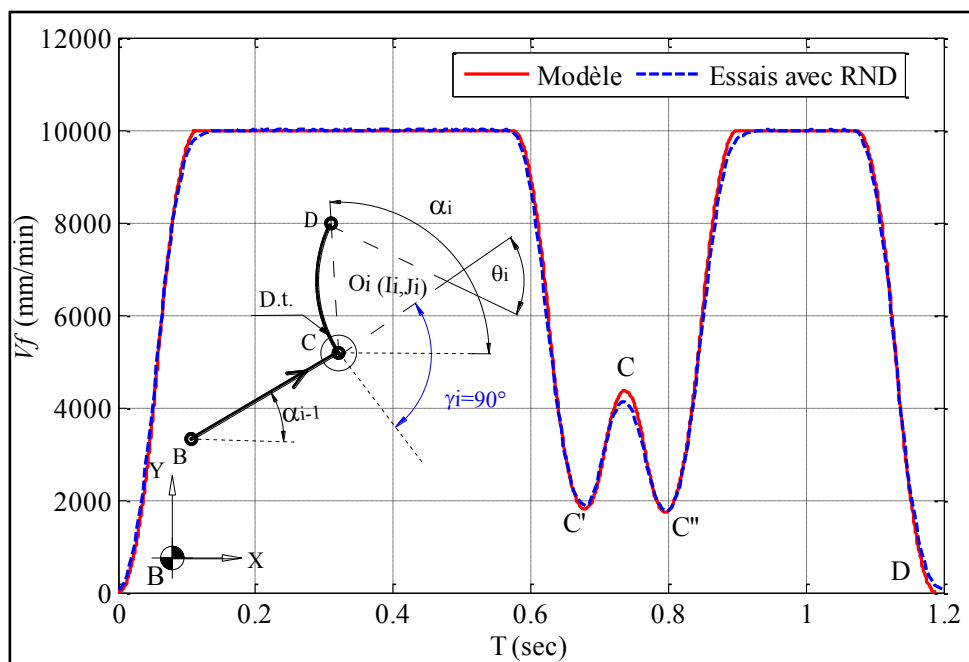


FIGURE 2. 28 : Vitesse d'avance pour une discontinuité en tangence  $\gamma_i = 90^\circ$  ;  
 $R_i = 50\text{mm}$  ;  $\theta_i = 60^\circ$  ;  $R_c = 4\text{mm}$ , Test 3.

Les figures numérotées 2.26, 2.27 et 2.28 montrent une bonne corrélation entre les résultats expérimentaux et les résultats théoriques.

Le tableau 2. 6 présente l'erreur entre la vitesse d'avance mesurée et la vitesse d'avance calculée par le modèle. Nous constatons une erreur entre la vitesse d'avance théorique et



expérimentale à la transition d'une discontinuité allant de 1 à 10%, alors que l'erreur sur le temps de cycle est inférieure à 3,6%.

Test	Points	Vitesse à la transition (mm/min)			Temps de cycle (sec)		
		Simulé	Réel	Erreur (%)	Simulé	Réel	Erreur (%)
1	C	6364	6173	3	1,05	1,09	3,6
	C'	1234	1371	9,9			
2	C	1571	1479	6,2	1,16	1,2	3,3
	C''	1211	1242	2,4			
3	C'	1800	1887	4,6			
	C	4352	4125	5,5	1,18	1,22	3,2
	C''	1732	1762	1,7			

Tableau 2. 6 : Erreur calculée sur la vitesse d'avance au niveau des points de discontinuité.

### 3.3.4. Discontinuité en tangence entre deux mouvements circulaires

Dans le cas d'une discontinuité en tangence entre deux interpolations circulaires (figure 2. 29), la trajectoire de l'outil est représentée par deux arcs : (CD, de rayon  $R_{i-1}$  et de centre  $O_{i-1}$ ) et (DE, de rayon  $R_i$  et de centre  $O_i$ ).

Les coordonnées des points D et E sont données par :

$$X_D = 2R_{i-1} \sin \frac{\theta_{i-1}}{2} \cos \alpha_{i-1} + X_B \quad (2.28)$$

$$Y_D = 2R_{i-1} \sin \frac{\theta_{i-1}}{2} \sin \alpha_{i-1} + Y_B \quad (2.29)$$

$$X_E = 2R_i \sin \frac{\theta_i}{2} \cos \alpha_i + X_D \quad (2.30)$$

$$Y_E = 2R_i \sin \frac{\theta_i}{2} \sin \alpha_i + Y_D \quad (2.31)$$

$X_C$  et  $Y_C$  sont les coordonnées du point C.

Nous devons déterminer tout d'abord les angles  $\theta_{i-1}$ ,  $\theta_i$ ,  $\alpha_{i-1}$  et  $\alpha_i$  en utilisant toujours l'algorithme représenté sur la figure 2. 13.

La figure 2. 29 montre la trajectoire de l'outil pour une discontinuité en tangence située entre deux interpolations circulaires de même sens de rotation ( $\theta_i > 0$ ) avec un angle d'orientation  $\gamma_i \neq 0^\circ$ .

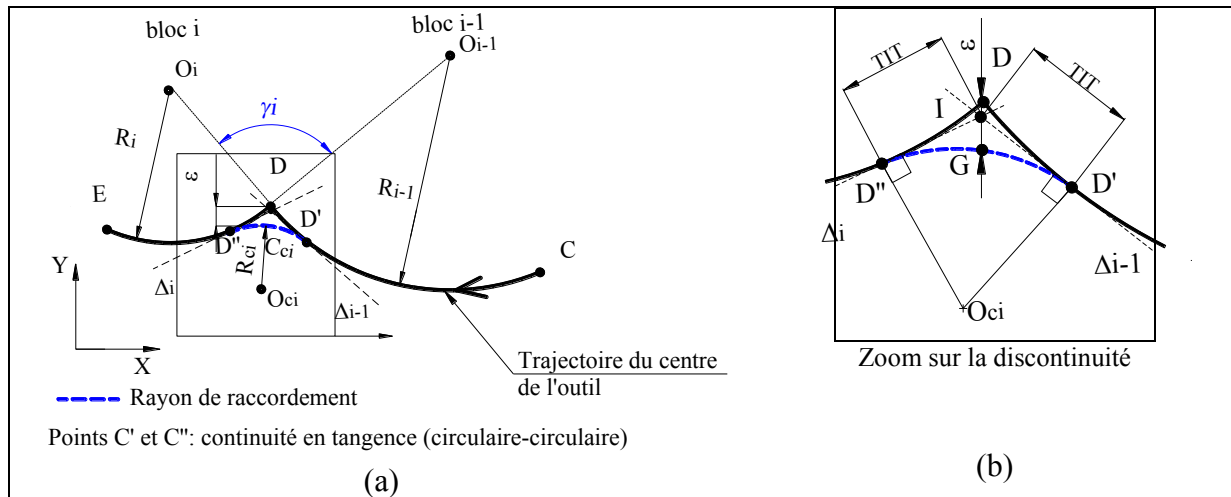


FIGURE 2. 29 : Insertion d'un rayon de raccordement entre deux interpolations circulaires.

Pour déterminer les coordonnées du point  $O_{Ci}$  ainsi que le rayon de  $R_{Ci}$ , nous devons résoudre le système S3 :

$$S_3 \begin{cases} (X_{O_{Ci}} - X_{O_{i-1}})^2 + (Y_{O_{Ci}} - Y_{O_{i-1}})^2 = (R_{i-1} + R_{Ci})^2 \\ (X_{O_{Ci}} - X_{O_i})^2 + (Y_{O_{Ci}} - Y_{O_i})^2 = (R_i + R_{Ci})^2 \\ (X_{O_{Ci}} - X_D)^2 + (Y_{O_{Ci}} - Y_D)^2 = (\varepsilon + R_{Ci})^2 \end{cases} \quad (2.32)$$

Nous pouvons trouver les coordonnées des points  $D'$  et  $D''$  en résolvant le système suivant :

$$\begin{cases} (X_{D'} - X_{O_{Ci}})^2 + (Y_{D'} - Y_{O_{Ci}})^2 = R_{Ci}^2 \\ (X_{D'} - X_{O_{i-1}})^2 + (Y_{D'} - Y_{O_{i-1}})^2 = R_{i-1}^2 \\ (X_{D''} - X_{O_{Ci}})^2 + (Y_{D''} - Y_{O_{Ci}})^2 = R_{Ci}^2 \\ (X_{D''} - X_{O_i})^2 + (Y_{D''} - Y_{O_i})^2 = R_i^2 \end{cases} \quad (2.33)$$

Pour trouver la valeur de (TIT), nous devons calculer tout d'abord les coordonnées du point I.

$\Delta_{i-1}$  : la tangente à l'arc CD au point  $D'$ .

$\Delta_i$  : la tangente à l'arc DE au point  $D''$ .

I : Le point d'intersection entre  $\Delta_{i-1}$  et  $\Delta_i$ .

Les coordonnées du point I peuvent être calculées à travers le système suivant :

$$\begin{cases} (X_{D'} - X_I)^2 + (Y_{D'} - Y_I)^2 = (X_{D''} - X_I)^2 + (Y_{D''} - Y_I)^2 \\ -\frac{X_{O_{i-1}} - X_{D''}}{Y_{O_{i-1}} - Y_{D''}} X_I - Y_I + \frac{X_{O_{i-1}} X_{D''} + Y_{O_{i-1}} Y_{D''} - X_{D''}^2 - Y_{D''}^2}{Y_{O_{i-1}} - Y_{D''}} = 0 \end{cases} \quad (2.34)$$

La valeur de (TIT) est donnée par :

$$TIT = \sqrt{(X_{D'} - X_I)^2 + (Y_{D'} - Y_I)^2} \quad (2.35)$$

La figure 2. 30 montre une trajectoire de l'outil qui présente une discontinuité en tangence située entre une interpolation circulaire concave et une interpolation circulaire convexe avec un angle d'orientation  $\gamma \neq 0^\circ$ .

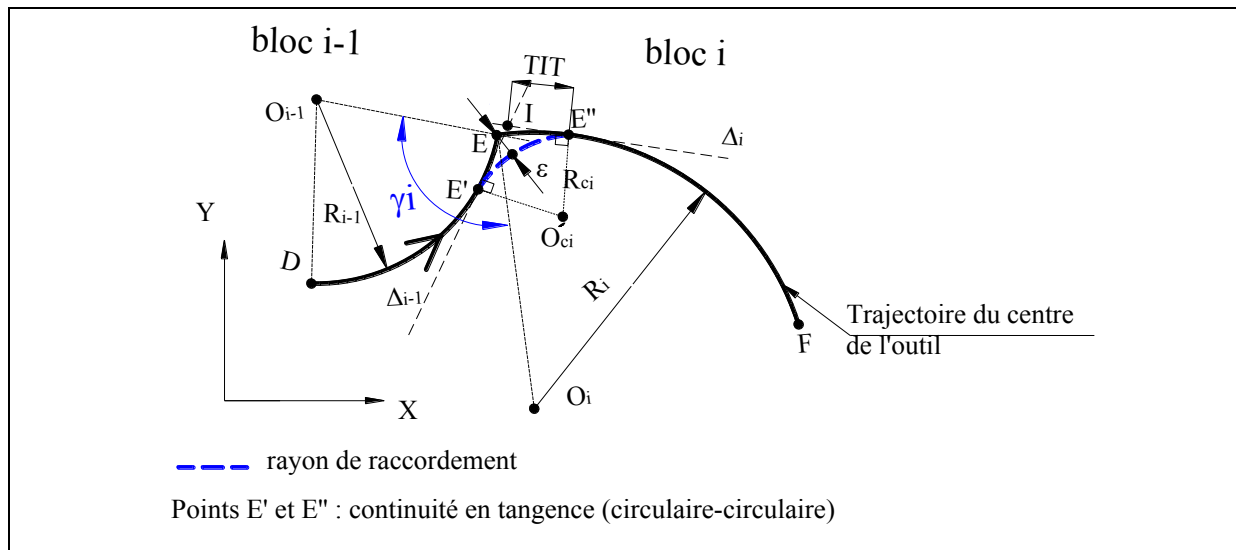


FIGURE 2. 30 : Insertion d'un rayon de raccordement entre deux interpolations circulaires.

La méthode de modélisation est la même que dans le cas précédent sauf qu'ici le système  $S_3$  devient :

$$S_4 \begin{cases} (X_{O_{Ci}} - X_{O_{i-1}})^2 + (Y_{O_{Ci}} - Y_{O_{i-1}})^2 = (R_{i-1} + R_{Ci})^2 \\ (X_{O_{Ci}} - X_{O_i})^2 + (Y_{O_{Ci}} - Y_{O_i})^2 = (R_i - R_{Ci})^2 \\ (X_{O_{Ci}} - X_E)^2 + (Y_{O_{Ci}} - Y_E)^2 = (\varepsilon + R_{Ci})^2 \end{cases} \quad (2.36)$$

Pour vérifier notre modèle, Nous avons superposé les courbes de la vitesse d'avance expérimentale avec celle théorique de la trajectoire présentée sur la figure 2. 29 et définie par sa géométrie détaillée dans le tableau 2. 7. Dans l'objectif de déterminer l'impact de la valeur d'erreur imposée sur le temps de cycle, nous avons exécuté le même trajet pour différentes valeur d'erreurs et avec les deux méthodes d'insertion de l'arc de cercle au niveau de la discontinuité (en utilisant G641 pour la première méthode et RNDM ou RND pour la seconde). Ceci permet de déterminer la valeur optimale du rayon de raccordement au niveau d'une discontinuité en tangence.

		Discontinuité en D								$\varepsilon$	$R_c$	TIT	$V_{fprog}$		
		Coordonnées des points			$R_1$	$R_2$	$\theta_1$ (°)	$\theta_2$ (°)	$\gamma$ (°)	Type de disc	(mm)	(mm)	(mm)	(mm/min)	
		C	D	E	(mm)	(mm)									
test 1	X	10	67.85	143.81	40	60	80	80	90	tangence	Cas1	0.213	0.51	-	10000
	Y	20	20	6.6											
test 2	X	10	61.42	74.81	40	60	80	80	0	courbure	-	-	-	10000	
	Y	20	20	95.96											

Tableau 2. 7 : Paramètres géométriques.

Le test 1 présenté dans le tableau 2. 7 correspond à une discontinuité en tangence entre deux interpolations circulaires. En utilisant la méthode 1, la discontinuité en tangence est éliminée par l'ajout d'un arc de cercle qui est fonction de la distance de transition TIT (intégrée avec la fonction G641). (figure 2. 31)

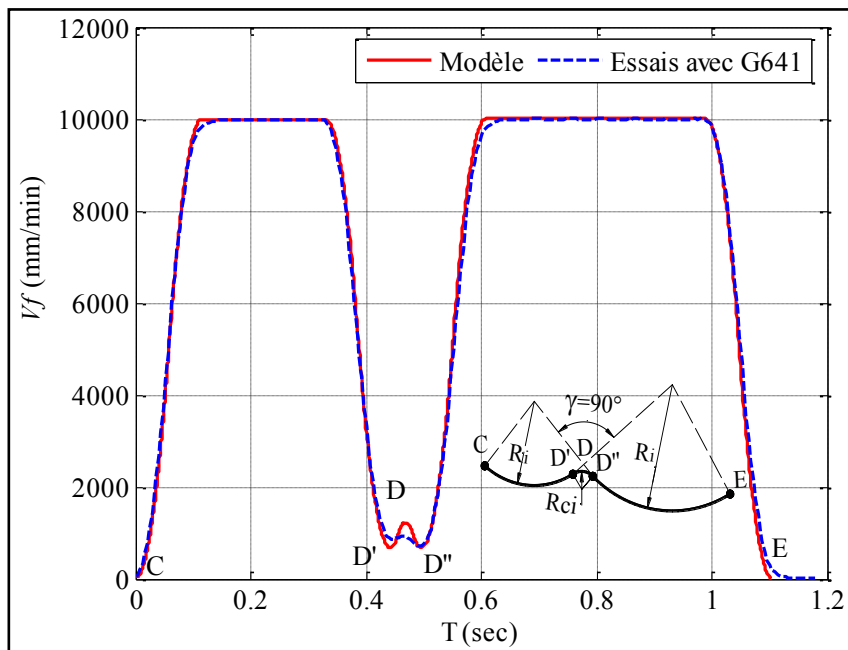


FIGURE 2. 31 : Vitesse d'avance pour une discontinuité en tangence  $\gamma_i = 90^\circ$  ;  
 $R_{i-1} = 40\text{mm}$  ;  $R_i = 60\text{mm}$  ;  $\theta_{i-1} = \theta_i = 80^\circ$  ; TIT=0,5; Test 1 (méthode 1).

La figure 2. 32 présente l'évolution de la vitesse d'avance pour la même trajectoire utilisée précédemment. Dans ce cas, le rayon de raccordement est inséré avec la fonction RND dans le programme CN.

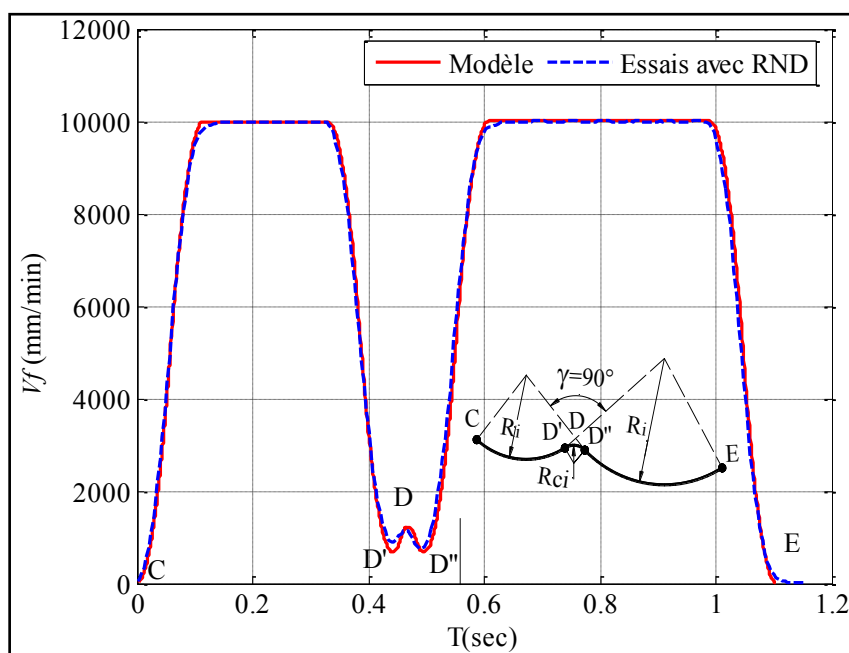


FIGURE 2. 32 : Vitesse d'avance pour une discontinuité en tangence  $\gamma_i = 90^\circ$  ;  
 $R_{i-1} = 40\text{mm}$  ;  $R_i = 60\text{mm}$  ;  $\theta_{i-1} = \theta_i = 80^\circ$  ;  $R_c = 0,5\text{mm}$  ; Test 1 (Méthode 2).

La figure 2. 33 présente la variation de la vitesse d'avance lors de passage d'une discontinuité en courbure  $\gamma = 0^\circ$  (Test 2). Les paramètres géométriques de la trajectoire et la vitesse d'avance programmée sont présentés dans le tableau 2. 7.

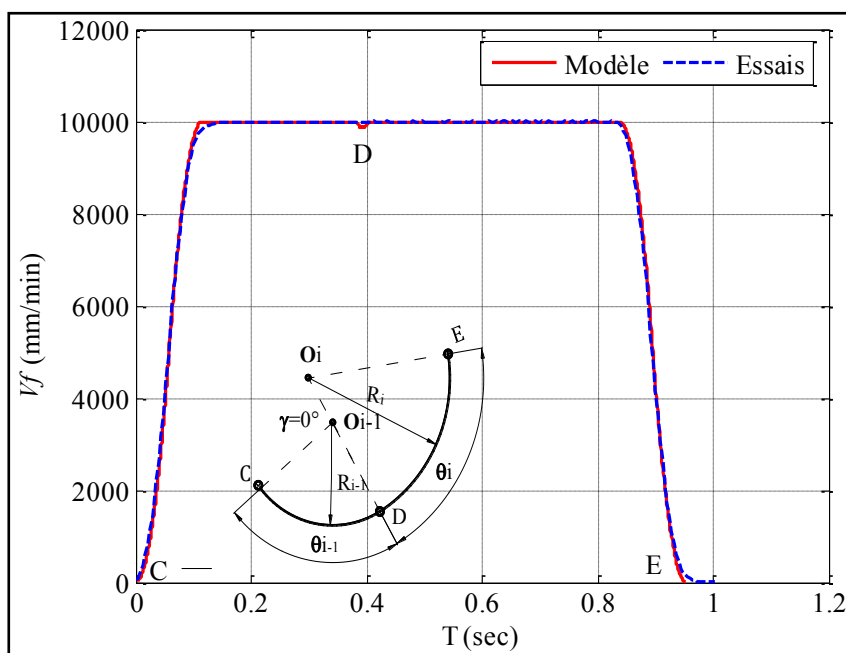


FIGURE 2. 33 : Vitesse d'avance pour une discontinuité en en courbure  $\gamma_i = 0^\circ$  ;  
 $R_{i-1} = 40\text{mm}$  ;  $R_i = 60\text{mm}$  ;  $\theta_{i-1} = \theta_i = 80^\circ$  ; Test 2.

Suite à ces résultats, nous constatons que la vitesse d'avance est maintenue stable au point D pour une discontinuité en courbure  $\gamma = 0^\circ$  (figure 2. 33), alors que la machine ralentit immédiatement dans le cas d'une discontinuité en tangence (figure 2. 31 et figure 2. 32).

Afin de déterminer l'impact de la valeur d'erreur  $\varepsilon$  sur le temps, nous avons étudié la trajectoire représentée dans la figure 2. 29. Les différentes valeurs d'erreurs testées sont présentées dans le tableau 2. 8. Ces tests ont été développés dans les études expérimentales et théoriques.

(Les paramètres géométriques sont présentés dans le test 1 (Tableau 2. 7))

$\varepsilon$ (mm)	0,02	0,08	0,213	0,41	0,68	1,29	1,84	2,24	4,09
$R_c$ (mm)	0,05	0,22	0,51	1,2	2	4	6	8	15
$TIT$ (mm)	0,05	0,2	0,5	-	-	-	-	-	-

Tableau 2. 8 : Rayons de raccordements et les erreurs correspondantes pour chaque essai.

Les figures numérotées 2.34 et 2.35 présentent respectivement l'évolution de la vitesse d'avance expérimentale et théorique pour les différentes valeurs de l'erreur  $\varepsilon$  imposées et indiquées dans le tableau 2. 8.

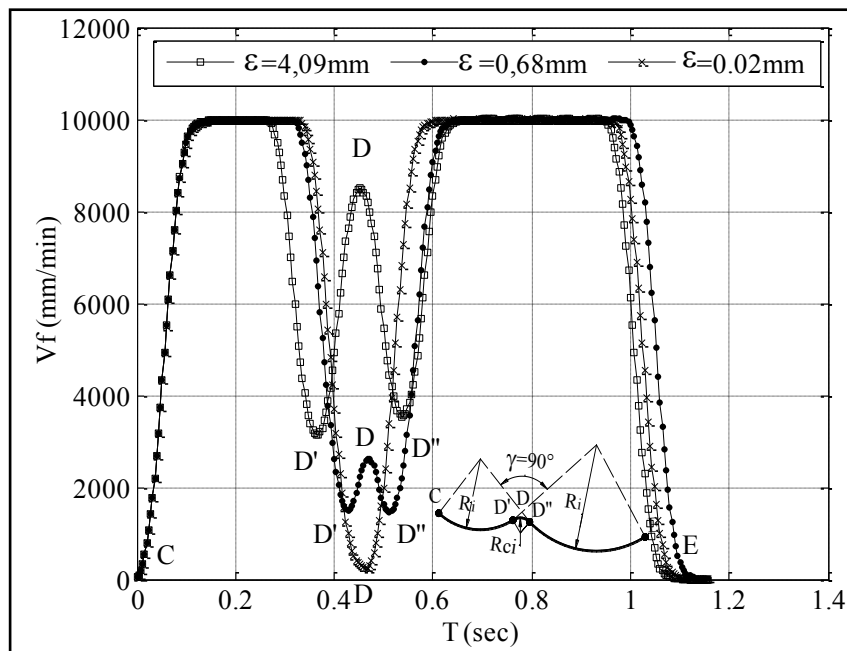


FIGURE 2. 34 : Profils des vitesses d'avance pour différentes valeurs d'erreurs (Avec la fonction RND) ; Essais expérimentaux.

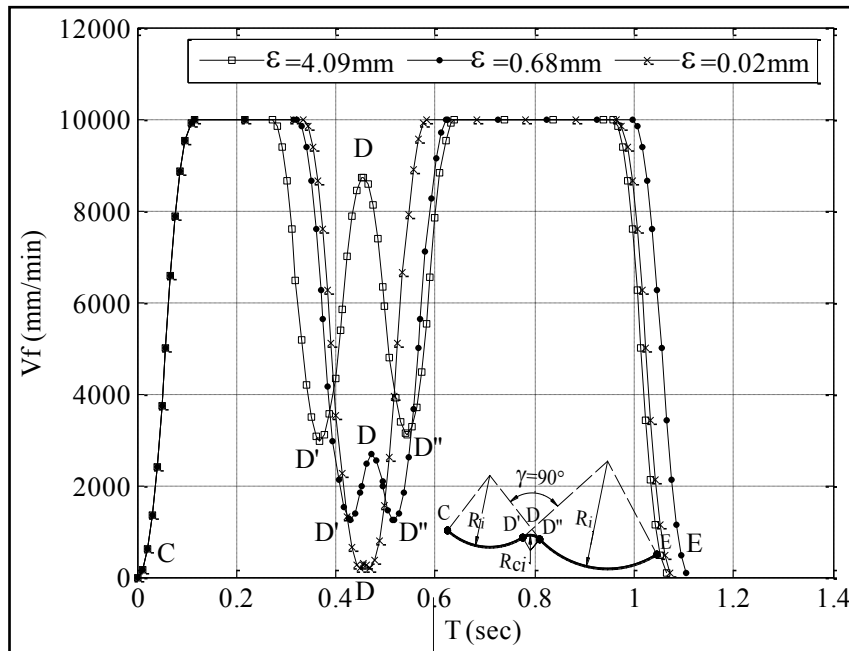


FIGURE 2. 35 : Profils des vitesses d'avance pour différentes valeurs d'erreurs ; Modèle théorique.

Il est à noter que lorsque les valeurs de l'erreur augmentent, le rayon de raccordement augmente et par la suite la vitesse d'avance de transition croît. Cependant, ce gain de vitesse ne permet pas d'avoir une diminution du temps total du cycle. Ainsi, il est nécessaire d'augmenter le rayon de raccordement pour trouver la solution optimale.

La figure 2. 36 présente l'évolution du temps en fonction du rayon de raccordement et de la valeur d'erreur imposée entre la trajectoire réelle et celle programmée. Nous pouvons ainsi définir le rayon de raccordement optimal minimisant le temps de cycle pour une valeur d'erreur  $\varepsilon$  imposée.

Puisque nous ne pouvons pas ajouter une valeur de TIT supérieure à 0,5mm [siemens 06] et afin d'augmenter le rayon de raccordement au niveau d'une discontinuité, nous avons utilisé la fonction RND pour l'insertion des rayons de raccordement de différentes valeurs afin de relever le rayon optimal. En contrepartie, l'augmentation du rayon engendre une erreur qui peut être inacceptable par le bureau d'étude.

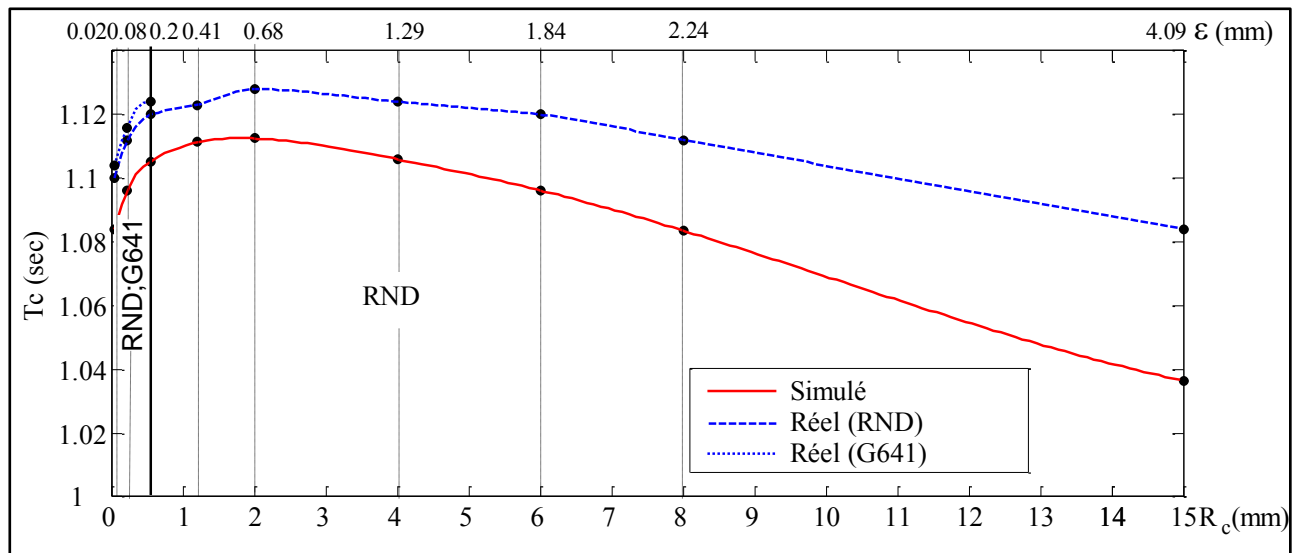


FIGURE 2. 36 : Impact de l'erreur imposée et du rayon de raccordement sur le temps de cycle.

La figure 2. 36 montrent que l'erreur entre les résultats théoriques et expérimentaux est presque constante pour tous les tests. La courbe présentée sur la figure 2. 36 représente une bonne estimation du rayon de raccordement optimal. Dans l'intervalle des rayons de raccordement entre 0 et 2, il est prouvé qu'une faible augmentation de la valeur de rayon de raccordement n'a pas d'influence significative sur la réduction du temps de cycle. Cette augmentation sera significative, lorsque la valeur du rayon de raccordement dépasse 2mm.

### 3.4. Méthodologie de calcul

Le rayon de raccordement entre des contours linéaire et circulaire de combinaison quelconque est déterminé en utilisant l'algorithme présenté sur la figure 2. 37.



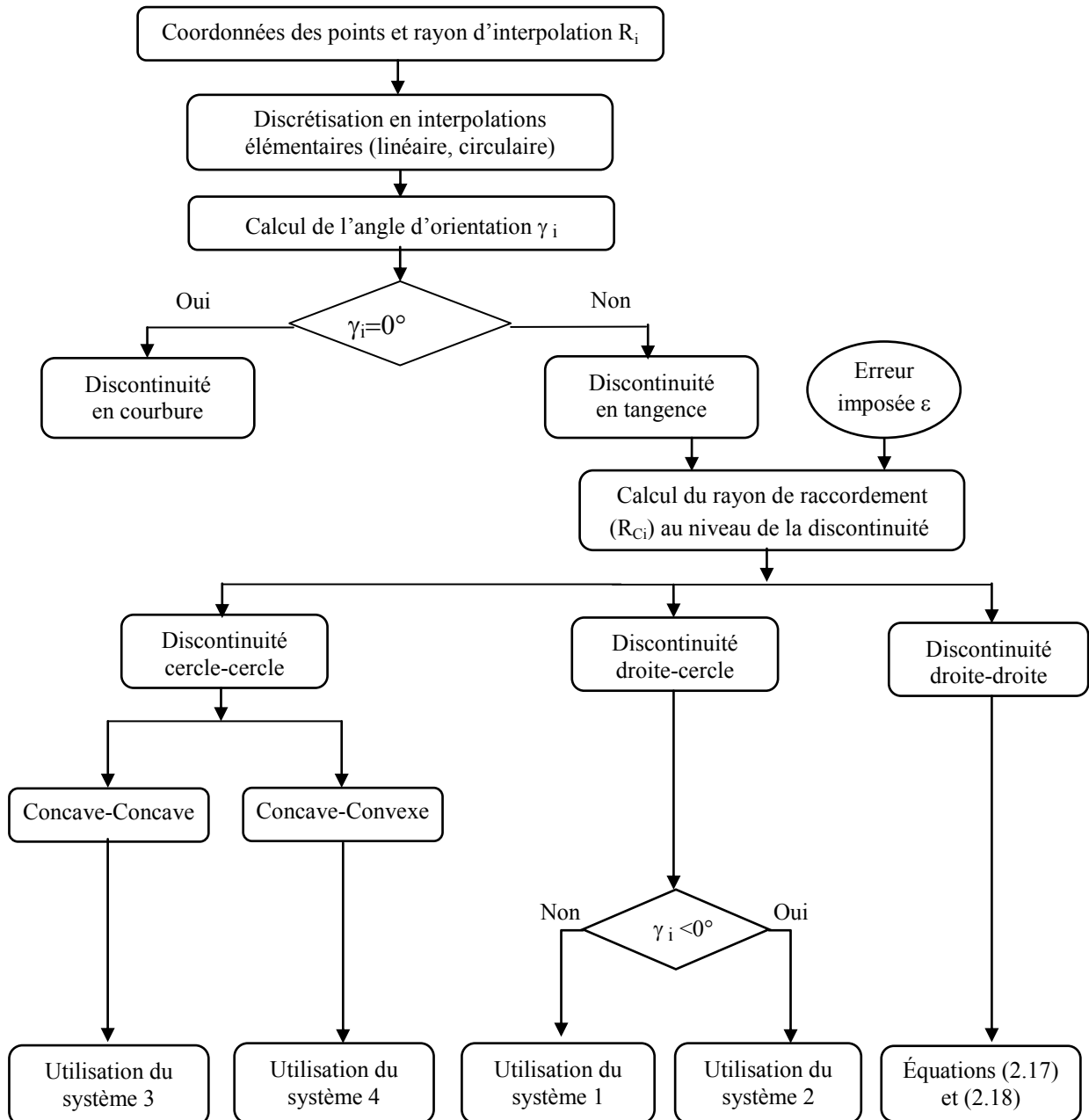


FIGURE 2. 37 : Algorithme de la modélisation géométrique des discontinuités.

La figure 2. 38 présente la méthodologie à suivre pour la modélisation de la vitesse d'avance pour une trajectoire d'outil générée par un logiciel de FAO qui possède des discontinuités en courbure et/ou tangence.

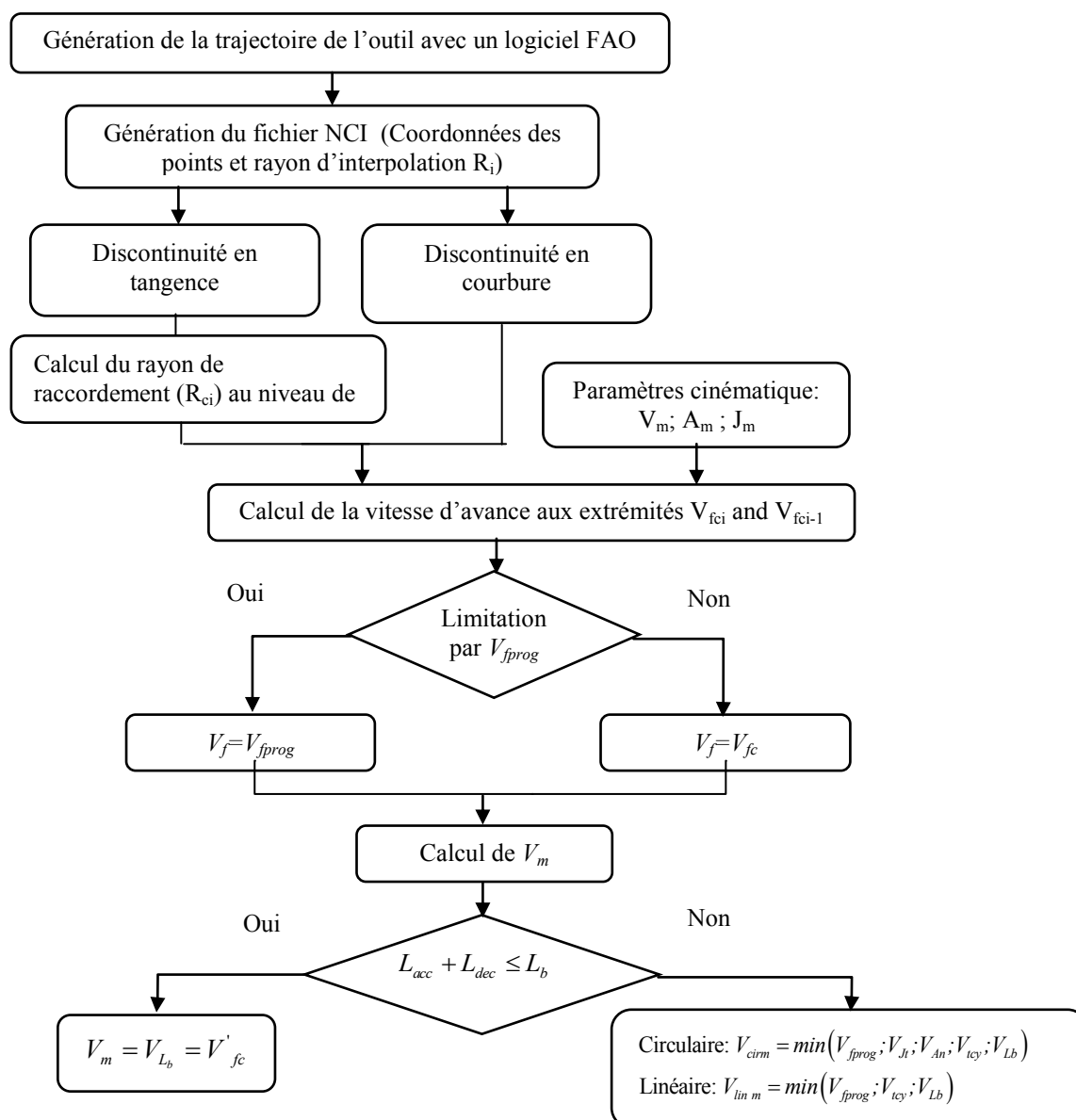


FIGURE 2. 38 : Méthodologie de calcul de la vitesse d'avance en une continuité en tangence.

#### 4. Calcul du temps

Le modèle développé précédemment nous permet de déterminer le temps de cycle  $T_c$  tout en tenant compte de la géométrie de la trajectoire et du comportement de la machine. Le temps de cycle est défini par l'expression suivante :

$$T_c = \sum_{i=1}^N (T_{V_m}(i) + T_{acc}(i) + T_{dec}(i)) \quad (2.37)$$

avec  $N$ ,  $T_{V_m}$ ,  $T_{acc}$  et  $T_{dec}$  représentant respectivement, le nombre d'interpolation élémentaire, le temps de cycle en utilisant une vitesse maximale, le temps d'accélération et le temps de décélération.

## 5. Étude de cas

L'objectif pour cette partie est de valider nos modèles en déterminant l'évolution de la vitesse d'avance pour différentes valeurs d'erreurs et par la suite calculer les temps de cycle correspondants. Cette étude sera appliquée sur une pièce test représenté par la figure 2. 39. Cette pièce contient les différents cas de connexions entre des contours de type linéaire et circulaire. La trajectoire de l'outil est générée à l'aide du logiciel de FAO 'MASTERCAM' pour la dernière passe d'usinage.

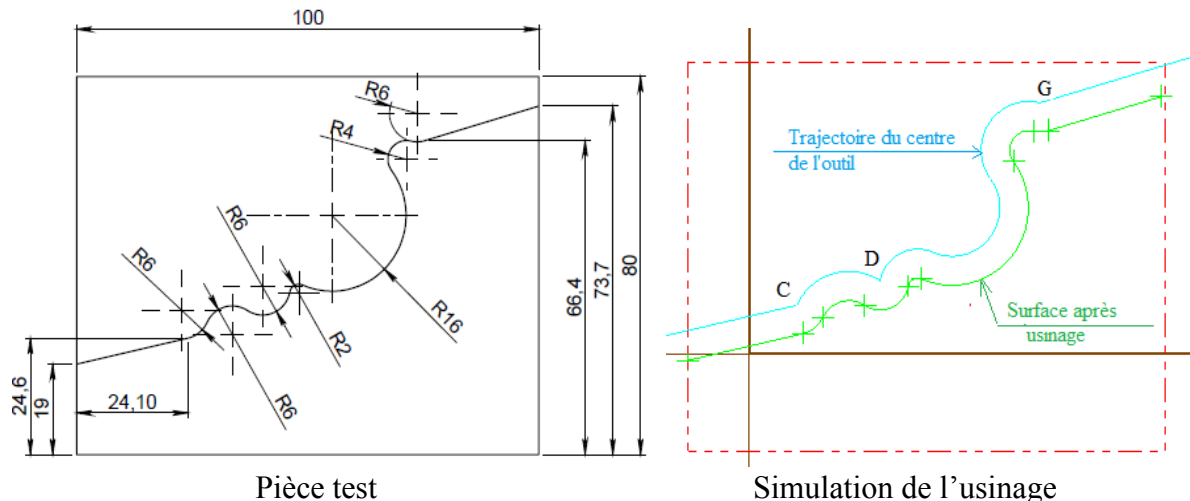


FIGURE 2. 39 : Simulation de l'usinage d'une pièce test avec un outil de diamètre 12 mm.

### 5.1. Calcul du temps de cycle

La trajectoire de l'outil présentée dans la figure 2. 39 est discrétisée en un ensemble de blocs (FIGURE 2. 40). Pour chaque point de raccordement entre deux blocs successifs, nous avons calculé l'angle d'orientation  $\gamma_i$  afin d'identifier la nature de la discontinuité. Ensuite, nous avons déterminé le rayon de raccordement aux niveaux des discontinuités en tangence tout en respectant la valeur d'erreur imposée.

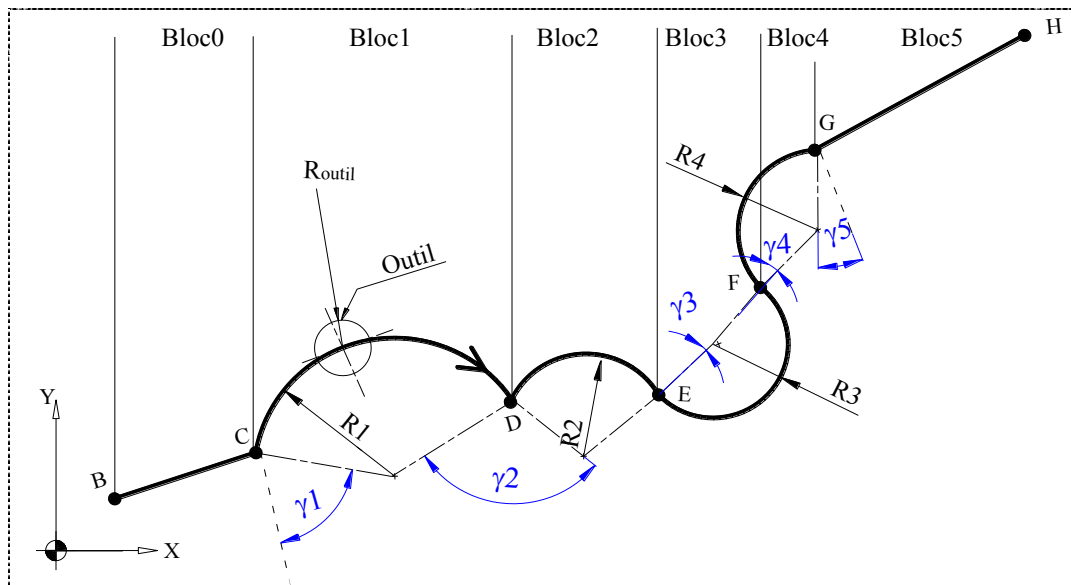
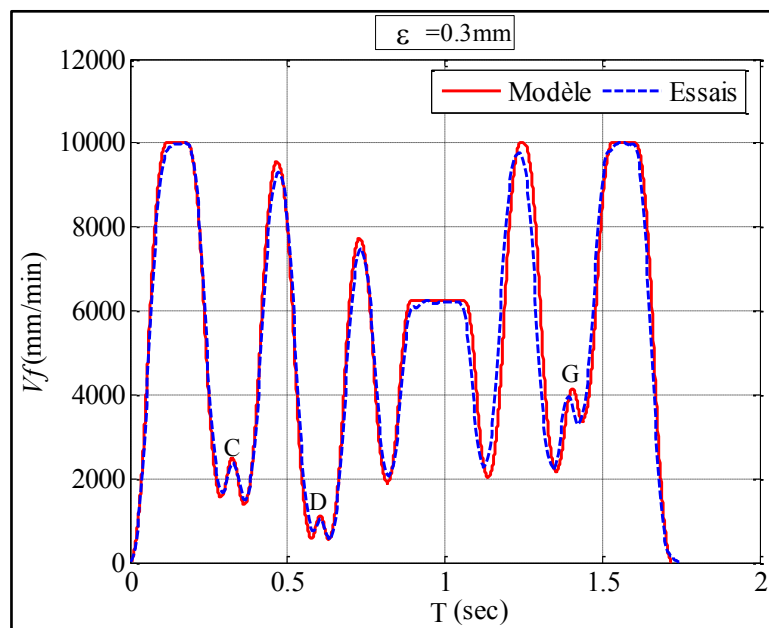


FIGURE 2. 40 : Modélisation de la trajectoire.

Les profils simulé et réel de la vitesse d'avance pour une valeur d'erreur égale à 0,3mm ainsi que l'histogramme des temps réel, simulé et calculé par le logiciel de FAO pour trois valeurs de vitesses programmées sont présentés respectivement sur la figure 2. 41 et la figure 2. 42.

FIGURE 2. 41 : Profils théorique et réel de la vitesse pour  $\varepsilon = 0,3\text{mm}$ .

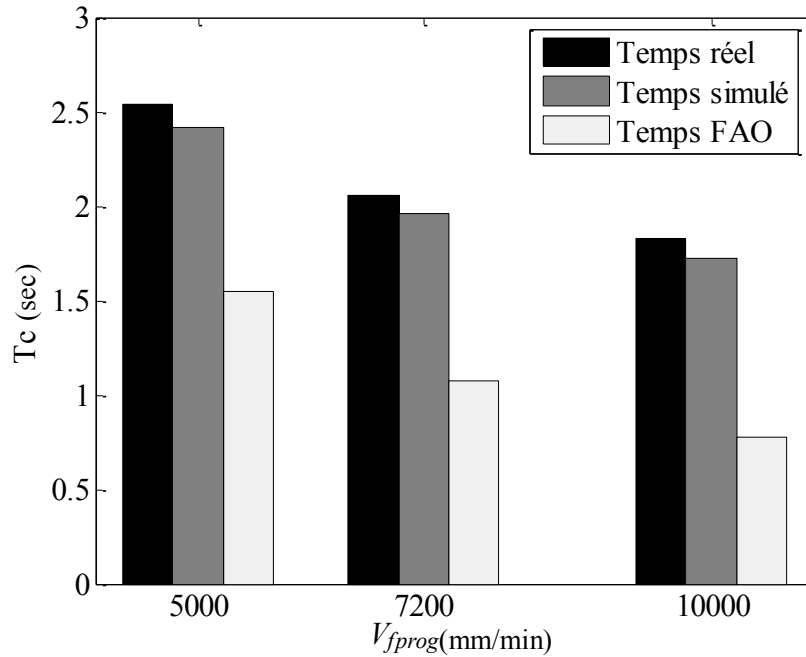


FIGURE 2. 42 : Temps de cycle pour différentes vitesses programmées.

Ces résultats montrent une bonne corrélation entre l'expérimental et notre modèle théorique. Il faut souligner que la vitesse programmée ne sera atteinte que pour une partie de la longueur totale du trajet de l'outil. La figure 2. 42 montre que le temps calculé par le logiciel de FAO (longueur / vitesse d'avance programmée) sous-estime le temps de cycle réel. Il faut signaler l'importance de ce décalage en particulier lors du calcul du coût d'usinage et de l'établissement de devis. Dans un contexte FGV, le temps de cycle réel est notamment tributaire des ralentissements de la machine sur les trajets suivis. En conclusion, cette méthode nous permet de calculer le temps de cycle  $T_c$  tout en tenant compte de la trajectoire générée par le logiciel de FAO et du comportement de la machine.

### 5.2. Impact de la valeur d'erreur imposée sur le temps de cycle

Afin de définir l'impact de la valeur d'erreur sur le temps de cycle, nous avons modifié la trajectoire représentée par la figure 2. 40 en ajoutant des arcs de cercle aux niveaux des discontinuités localisées sur les points C, D et G avec différentes valeurs d'erreurs  $\varepsilon$  (comme indiqué dans le tableau 2.14).

Ces tests ont été développés dans des études expérimentales et théoriques.

Erreur $\varepsilon$ [mm]		0,03	0,1	0,3	0,6	1
Disc C	$R_{C1}$ [mm]	0,27	0,91	2,99	6,89	14,11
Disc D	$R_{C2}$ [mm]	0,04	0,13	0,41	0,91	1,77
Disc G	$R_{C5}$ [mm]	0,89	3,31	14,08	55,21	436
Temps [sec]	Essais	1,78	1,8	1,82	1,81	1,75
	Modèle	1,69	1,71	1,72	1,69	1,66
	% d'erreur	5,3	5,2	5,6	6,8	5,6

Tableau 2. 9 : Géométrie de la trajectoire pour différents tests et le temps de cycle correspondants pour chaque essai.

La figure 2. 43 présente l'évolution du temps de cycle en fonction de l'erreur imposée

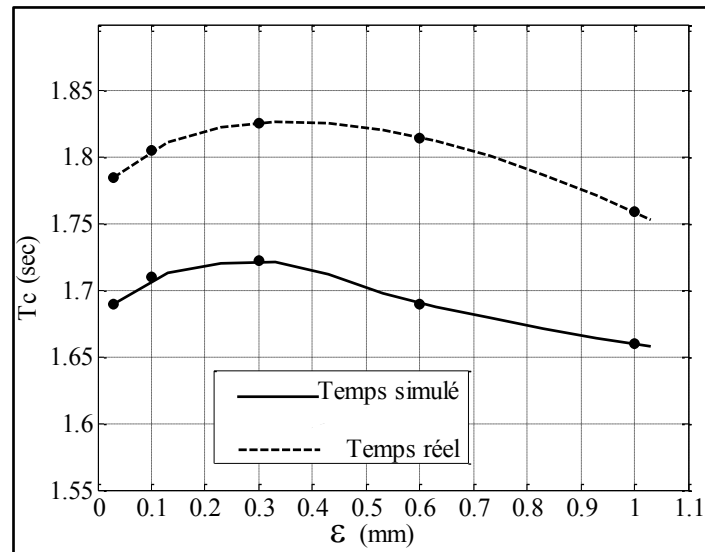


FIGURE 2. 43 : L'impact de l'erreur imposée sur le temps de cycle.

La figure 2. 43 présente l'évolution du temps de cycle en fonction de la valeur de l'erreur imposée entre la trajectoire réelle et programmée. Nous pourrions ainsi définir la valeur de l'erreur optimale. Lorsque les valeurs de l'erreur augmentent, le rayon de raccordement augmente et ainsi la vitesse d'avance au niveau de la transition se rapproche de la vitesse d'avance programmée. Cependant, ce gain de vitesse ne permet pas d'avoir une diminution du temps total du cycle. Ainsi, il est nécessaire de varier la valeur de l'erreur afin de trouver la solution optimale. De plus, une faible augmentation de la valeur de l'erreur n'a pas une influence significative sur la réduction du temps de cycle. Toutefois, cette augmentation sera significative, lorsque la valeur d'erreur dépasse 0,3mm.

La figure 2. 43 montre aussi que l'erreur maximale entre les résultats théorique et expérimental est de 6,8% (obtenue pour une erreur  $\varepsilon = 0,6\text{mm}$ ) et ce, de manière quasi-constante pour tous les tests comme le montre le tableau 2. 8.

## **6. Conclusion**

Ce travail présente une étude théorique et expérimentale de l'évolution de la vitesse d'avance en FGV pour une trajectoire de l'outil discrétisée en interpolations linéaire et circulaire. Cette étude a permis de développer un modèle décrivant le comportement des axes de la machine pour une forme de trajectoire quelconque. En plus, le modèle développé permet de déterminer l'impact de la valeur d'erreur imposée sur le temps de cycle. L'étude théorique a été élaborée en deux parties. La première a été consacrée à la modélisation de la vitesse d'avance avec continuité en tangence. Cependant, la deuxième partie a pour objectif la modélisation géométrique des discontinuités en tangence : elle consiste à calculer le rayon de raccordement entre des interpolations linéaires et circulaires en différentes combinaisons tout en respectant la tolérance imposée par le bureau des méthodes ( $\epsilon$ ).

L'étude expérimentale est basée sur des essais élémentaires permettant de déterminer l'influence de la géométrie de la trajectoire sur l'évolution de la vitesse d'avance ainsi que l'impact de la valeur d'erreur imposée. Cette approche est généralisable à toute stratégie d'usinage. La comparaison entre les résultats obtenus par le modèle théorique et par l'étude expérimentale démontre une erreur maximale du modèle de l'ordre de 7%.

Dans le chapitre suivant, nous allons appliquer ces modèles sur un exemple de pièce industrielle afin de montrer la généralisation de notre étude sur tous les types de stratégies. Puis, nous allons présenter un outil informatique de calcul permettant d'automatiser le procédé de détermination de l'évolution de la vitesse d'avance pour une erreur imposée ainsi que l'estimation du temps de cycle et du coût de production. Ceci permet à l'industriel de minimiser le temps de réflexion des opérateurs avant l'établissement de devis.

## Chapitre 3

# Développement d'un outil informatique et application sur une pièce didactique et industrielle

## Sommaire

---

<b>1.Introduction .....</b>	<b>- 103 -</b>
<b>2.Développement d'un outil informatique .....</b>	<b>- 103 -</b>
2.1. Structure générale.....	- 103 -
2.2. Principe d'utilisation .....	- 104 -
2.2.1. Paramètres d'entrée.....	- 105 -
2.2.2. Calcul de la vitesse et du temps .....	- 106 -
2.2.3. Optimisation.....	- 107 -
<b>3.Etude de cas et optimisation .....</b>	<b>- 110 -</b>
3.1. Pièce didactique .....	- 111 -
3.1.1. Impact de la variation de la vitesse d'avance sur le choix de la stratégie....	- 111 -
3.1.2. Impact de la variation de la vitesse d'avance sur le choix de l'outil .....	- 117 -
3.1.3. Optimisation.....	- 120 -
3.2. Application industrielle.....	- 124 -
<b>4.Conclusion.....</b>	<b>- 131 -</b>



## 1. Introduction

Ce chapitre est consacré au développement d'un outil informatique permettant d'automatiser la détermination de l'évolution de la vitesse d'avance et l'estimation du temps et du coût de production. Cet outil permet aussi de valider les modèles développés dans ce travail en les appliquant à différentes pièces : une pièce didactique et une autre industrielle.

Les deux cas étudiés sont :

- une première étude réalisée sur une pièce didactique qui permet de valider les modèles sur différentes stratégies d'usinage et différents diamètres d'outils,
- une seconde étude réalisée sur une pièce industrielle pour montrer son apport dans un cadre industriel.

Cette partie du travail de thèse a permis de déterminer dans un premier temps la stratégie optimale d'usinage, puis le diamètre optimal de l'outil d'ébauche.

## 2. Développement d'un outil informatique

Nous présentons dans cette partie la phase de conception et de programmation de l'outil informatique effectuée sous Matlab à l'aide du toolbox Gui<sup>8</sup>. Cet outil exploite les différents modèles développés dans le chapitre 2 pour l'évaluation du comportement de la machine en UGV pour différents types de trajectoires.

### 2.1. Structure générale

La figure 3. 1 représente la structure générale de l'outil informatique et les paramètres d'entrée et de sortie de chaque bloc. Les paramètres de sortie sont présentés à l'intérieur de chaque bloc.

- Bloc1 : Extraire les données géométriques des séquences d'usinage : type d'interpolation, longueur du bloc d'usinage et angle d'orientation.
- Bloc 2 : Identifier le type de discontinuité et modéliser le rayon de raccordement pour les cas d'une discontinuité en tangence : type de discontinuité, valeur du rayon de raccordement et trajectoire après modification
- Bloc 3 : Calculer la vitesse d'avance et le temps d'usinage
- Bloc 4 : Déterminer la stratégie d'usinage optimale et le diamètre de l'outil optimal.

---

<sup>8</sup> (Graphical User Interface) GUI : Interface graphique sous Matlab

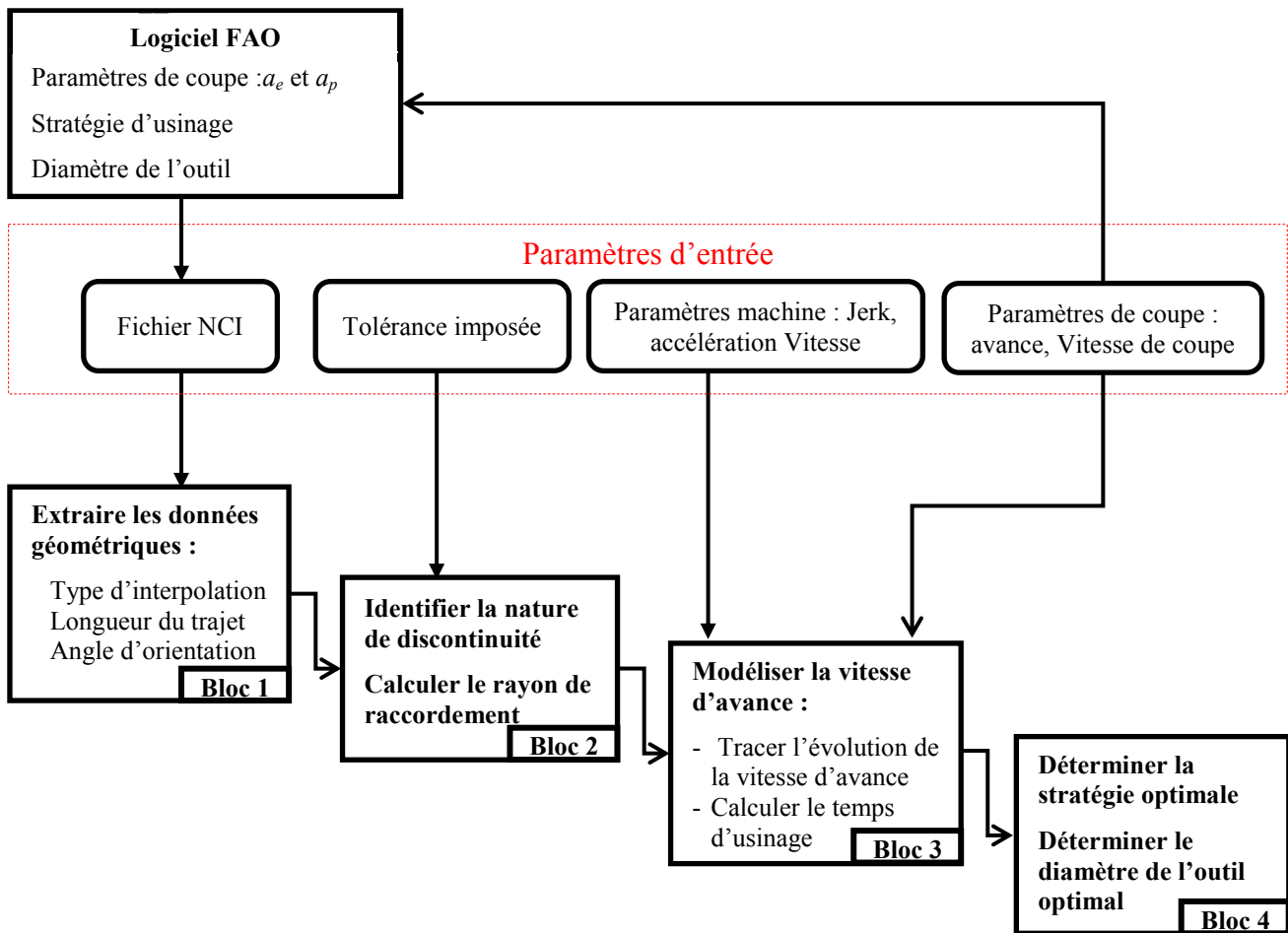


FIGURE 3. 1 : Structure de l'outil informatique.

## 2.2. Principe d'utilisation

À partir d'un fichier NCI généré par un logiciel de FAO de la pièce désirée et les paramètres d'entrée, nous pouvons tracer le profil de la vitesse d'avance, estimer le temps total du cycle et par la suite le coût d'usinage. De plus, à partir d'une série de simulations, une base de données regroupant les temps totaux des cycles pour différents paramètres est établie et la configuration optimale est choisie sur la base d'un temps de cycle minimal.

Pour aboutir à ces résultats, l'outil informatique permet de gérer trois parties différentes selon le choix de l'utilisateur (figure 3. 2) :

- les paramètres d'entrée,
- la vitesse d'avance et le temps,
- l'optimisation.

Nous détaillons dans la suite toutes ces parties.

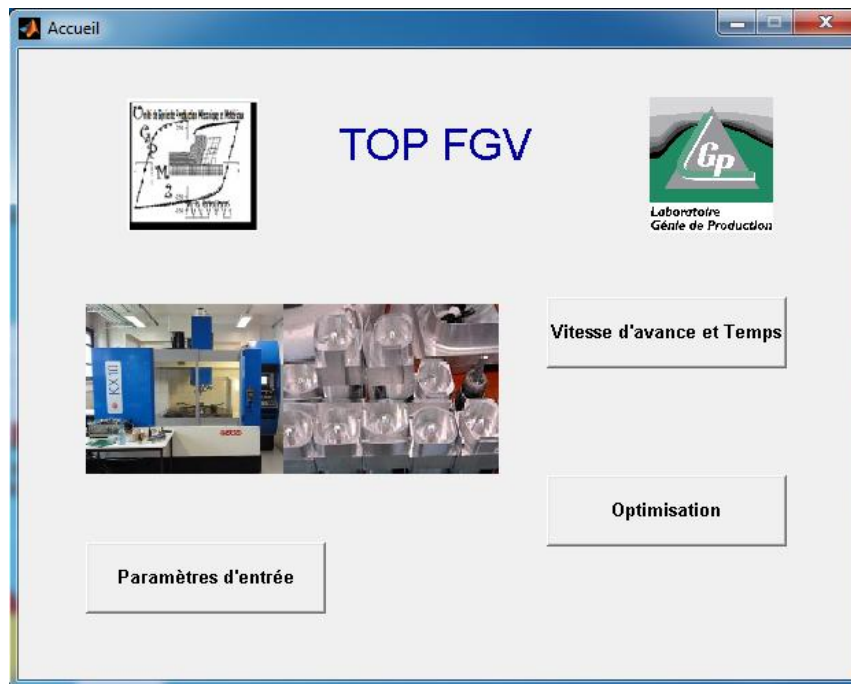


FIGURE 3. 2 : Menu d'accueil.

### 2.2.1. Paramètres d'entrée

En cliquant sur l'icône « Paramètres d'entrée », l'interface présentée sur la figure 3. 3 apparaît et l'opérateur ajuste les paramètres de la machine, les paramètres de coupe utilisés et charge le fichier NCI de la pièce étudiée. Ensuite, il exécute le programme en appuyant sur l'icône « Exécuter » et passe à la page d'accueil.

L'interface prend en compte tous les paramètres cinématiques de la machine (accélération, jerk,...), ce qui la rend adaptée à d'autres types de machine-outil 3axes. Pour les paramètres d'usinage, nous avons intégré la tolérance imposée par deux méthodes : distance de transition à la discontinuité définie par la variable TIT imposée et tolérance d'interpolation  $\epsilon$  définie par l'erreur imposée. La définition des paramètres de coupe est effectuée par l'introduction de la vitesse de coupe et de l'avance par dent ou bien par la valeur programmée de la vitesse d'avance et de la vitesse de rotation de la broche.

Paramètres

Paramètres machine

Accélération X (m/s<sup>2</sup>): 3 Jerk (m/s<sup>3</sup>): 50

Accélération Y (m/s<sup>2</sup>): 3 Avance rapide (m/min): X: 30 Y: 30 Z: 18

Accélération Z (m/s<sup>2</sup>): 3 Temps de transition entre Bloc (sec): 0.0045

Paramètres d'usinage

Tolérance imposée

Erreur imposée  TIT imposée

Valeur imposée (mm): 0.05

Géométrie de la fraise

Diamètre de la fraise (mm): 12

Nbre de dent Z: 3

Paramètres de coupe

Vitesse de coupe (m/min): 1000

Avance par dent (mm/dt): 0.05

Vitesse de plongée (m/min): 0.4

Calcul

Vitesse d'avance (m/min): 3.979

Vitesse de broche (tr/min): 26525.8

Correction de la vitesse d'avance

Chargement du fichier NCI

Charger

didac\_spl1\_d12.txt

Exécuter Terminer

FIGURE 3. 3 : Choix des paramètres.

### 2.2.2. Calcul de la vitesse et du temps

On clique sur l'icône « vitesse d'avance et Temps » du menu d'accueil, l'interface présentée sur la figure 3. 4 apparaît. Le nombre total de blocs sur la trajectoire s'affiche dès l'apparition de l'interface. Pour tracer le profil de la vitesse d'avance, il faut tout d'abord cocher et indiquer le nombre de blocs à visualiser puis appuyer sur l'icône « calcul de la vitesse d'avance et visualisation ». De plus, cette interface permet à l'opérateur d'afficher le temps total de cycle et le pourcentage d'utilisation de la vitesse d'avance programmée avec les paramètres de coupe ajustés dans la page des paramètres. Enfin, nous pouvons changer les paramètres d'entrée en revenant à l'interface des paramètres ou bien terminer le calcul en revenant à la page d'accueil.

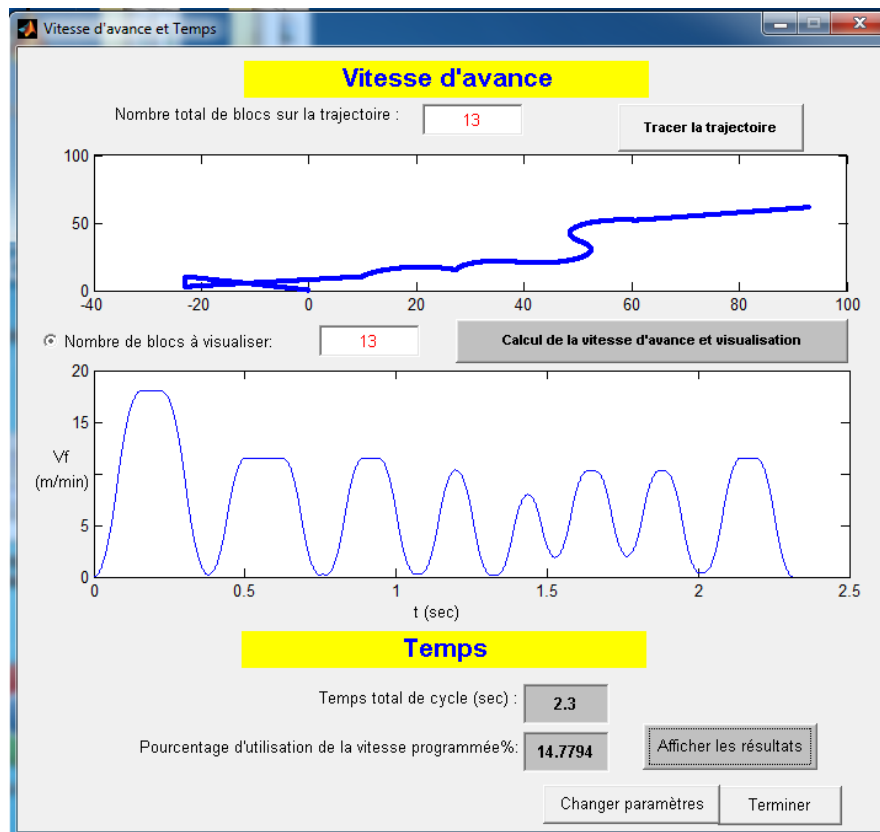


FIGURE 3. 4 : Trajectoire de l'outil, vitesse d'avance et Temps total de cycle.

### 2.2.3. Optimisation

L'objectif recherché dans cette partie est de mettre en place une méthodologie d'optimisation, en utilisant comme critère la minimisation du temps total de cycle. À partir d'une série de simulations, le temps total de cycle pour différents paramètres est regroupé dans une base de données. Cette dernière permet de présenter les résultats d'optimisation.

#### 2.2.3.1. Construction de la base de données

Après avoir fixé les paramètres de la machine (accélération, Jerk,..) et les paramètres d'usinage (tolérance imposée et géométrie de la fraise), nous cliquons sur l'icône « Optimisation » du menu d'accueil pour afficher l'interface présentée sur la figure 3. 5.

Cette interface permet de calculer le temps de cycle de tous les essais effectués avec les différentes valeurs de vitesse de coupe et d'avance par dent données pour un diamètre d'outil et une stratégie d'usinage fixés. Ces différentes valeurs de temps seront enregistrées sous forme d'une base de données.

Les étapes de calcul sont les suivantes :

1. charger le fichier NCI pour une stratégie d'usinage d'une pièce donnée et un diamètre d'outil,

2. sélectionner un diamètre d'outil  $d_j$  ce qui permet de donner l'ordre d'utilisation de cet outil dans le plan d'essai,
3. sélectionner une stratégie d'usinage (Stratégie k :  $S_k$ ) ce qui permet de nommer la stratégie correspondante à l'essai courant,
4. lancer le calcul du temps total de cycle pour un plan d'essai complet des paramètres de coupe rentrés (vitesse de coupe et avance par dent).

Ces étapes se répètent à chaque fois que l'on modifie le diamètre de l'outil ou bien la stratégie d'usinage.

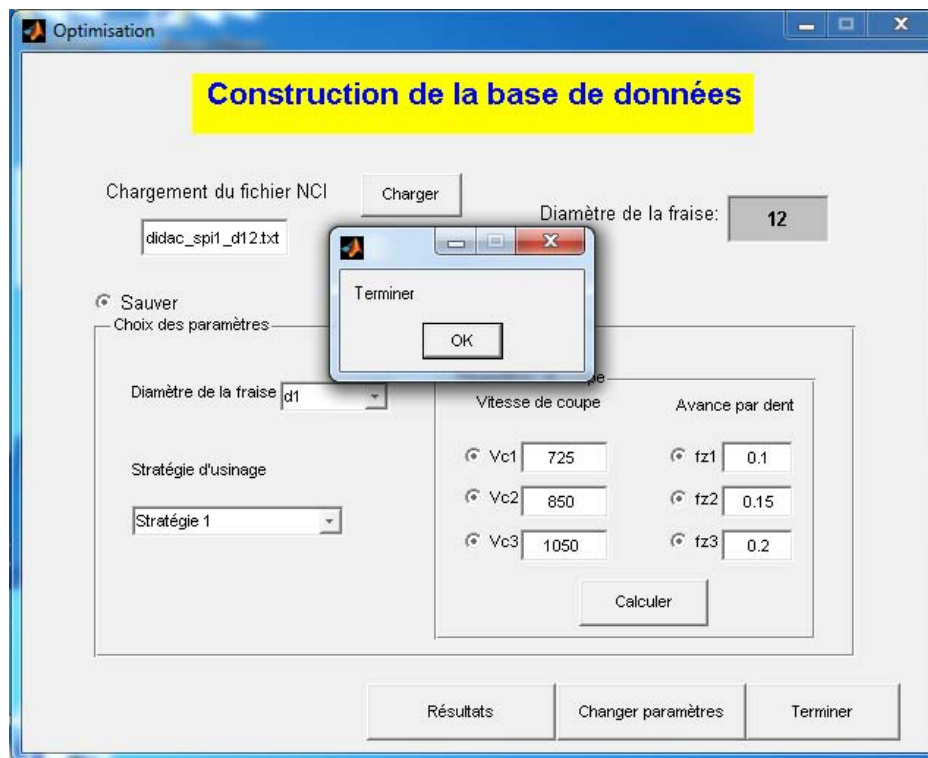


FIGURE 3. 5 : Construction de la base de données.

#### 2.2.3.2. Résultats

Après avoir terminé la construction de la base de données, une méthodologie d'optimisation, basée sur la minimisation du temps total du cycle, est appliquée pour déterminer le diamètre optimal de l'outil d'ébauche et la stratégie optimale. Ces résultats sont présentés sur l'interface de la figure 3. 6. Cette interface s'ouvre en cliquant sur l'icône « Résultats » de l'interface d'optimisation.

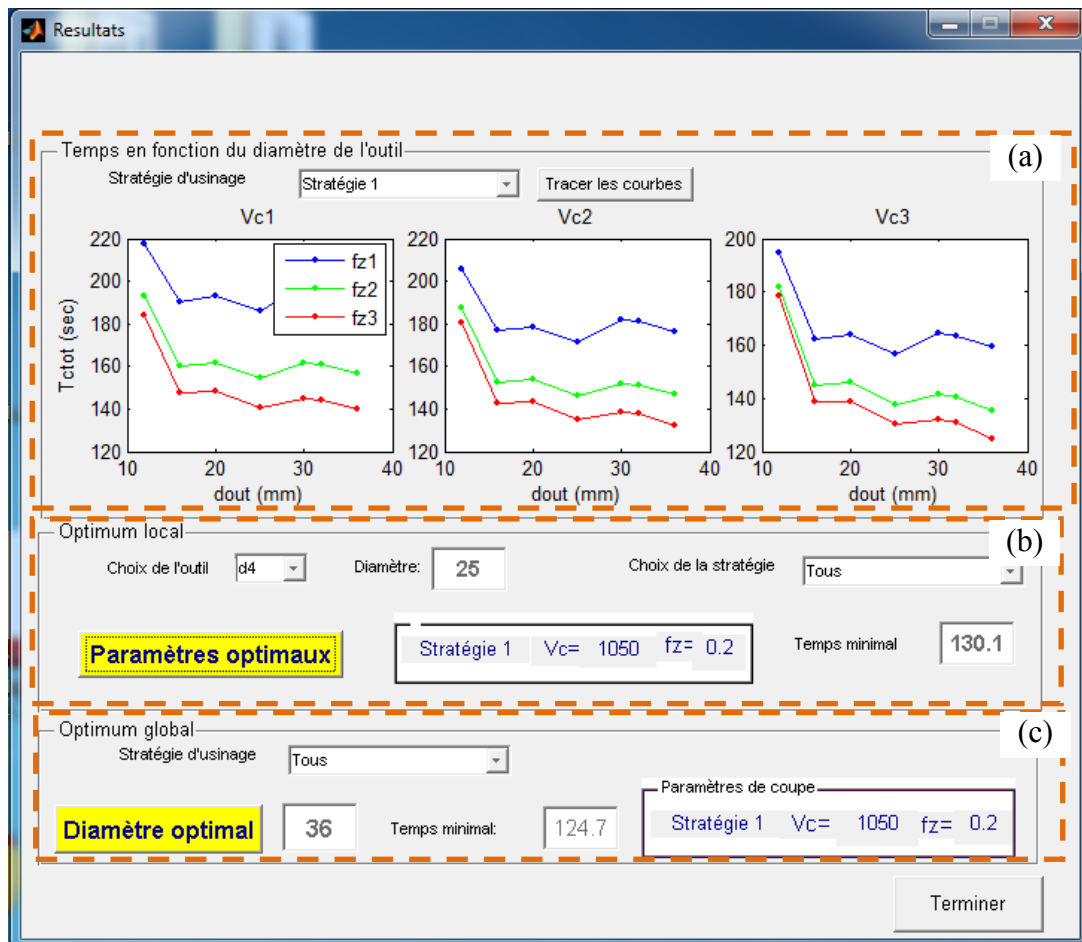


FIGURE 3. 6 : Résultats d'optimisation.

À partir de cette interface, nous pouvons :

- tracer l'évolution du temps de cycle en fonction du diamètre de l'outil pour chaque stratégie avec tous les paramètres de coupe donnés. (figure 3. 6-a),
- déterminer un optimum local pour un diamètre d'outil fixé correspondant aux paramètres de coupe suivants : vitesse de coupe et avance par dent pour une stratégie fixée ainsi que la stratégie d'usinage optimale pour chaque outil utilisé. (figure 3. 6-b),
- déterminer un optimum global correspondant au diamètre de l'outil optimal (figure 3. 6-c).

#### 2.2.3.3. Méthodologie d'optimisation

La méthodologie d'optimisation se résume dans la figure 3. 7.

Nous désignons par  $T_{c_{d_j s_k}}$  et  $d_j$ , respectivement, le temps de cycle pour un outil  $j$  et une stratégie  $k$  fixée et le diamètre de l'outil  $j$  utilisé sur l'interface.

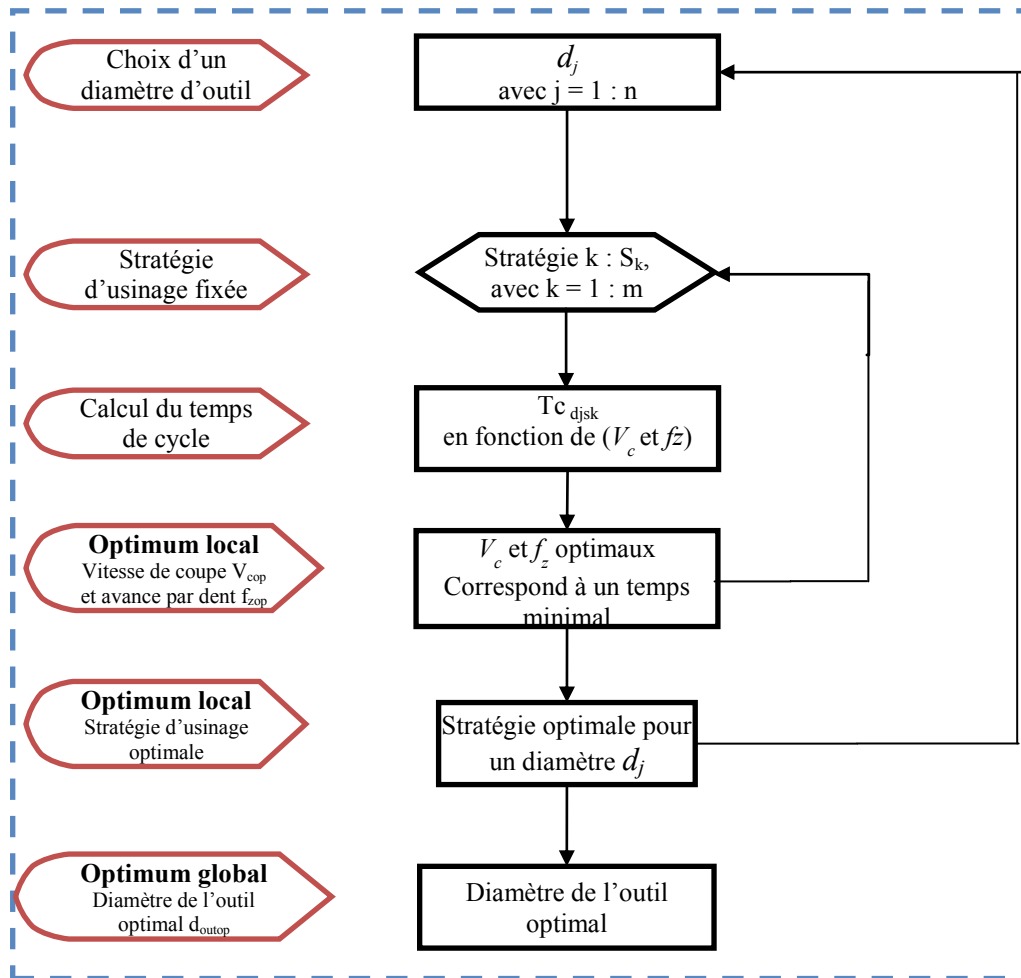


FIGURE 3. 7 : Méthodologie d'optimisation.

En conclusion, l'outil développé représente un outil d'aide à la décision. En effet, sa manipulation simple permet de saisir et de modifier, les paramètres cinématiques de la machine, la trajectoire de l'outil, les paramètres de coupe et de construire une base de données contenant les valeurs des temps de cycles pour un plan d'expérience complet.

Les résultats d'optimisation auxquels nous pouvons aboutir sont :

- les valeurs optimales de la vitesse de coupe et de l'avance par dent, du point de vue temps de cycle résultant,
- la stratégie de l'outil optimale qui donne le temps de cycle minimal,
- le diamètre de l'outil optimal qui permet d'avoir un temps de cycle minimal.

### 3. Étude de cas et optimisation

L'outil informatique est utilisé pour vérifier et valider les modèles et les méthodologies développés sur des pièces didactique et industrielle.



### 3.1. Pièce didactique

L'objectif pour cette partie est de déterminer l'impact de la variation de la vitesse d'avance sur le choix de la stratégie d'usinage et le diamètre de l'outil d'ébauche. Cette étude est appliquée sur une pièce prismatique de type poche présentée dans la figure 3. 8. Cette pièce est en alliage d'aluminium.

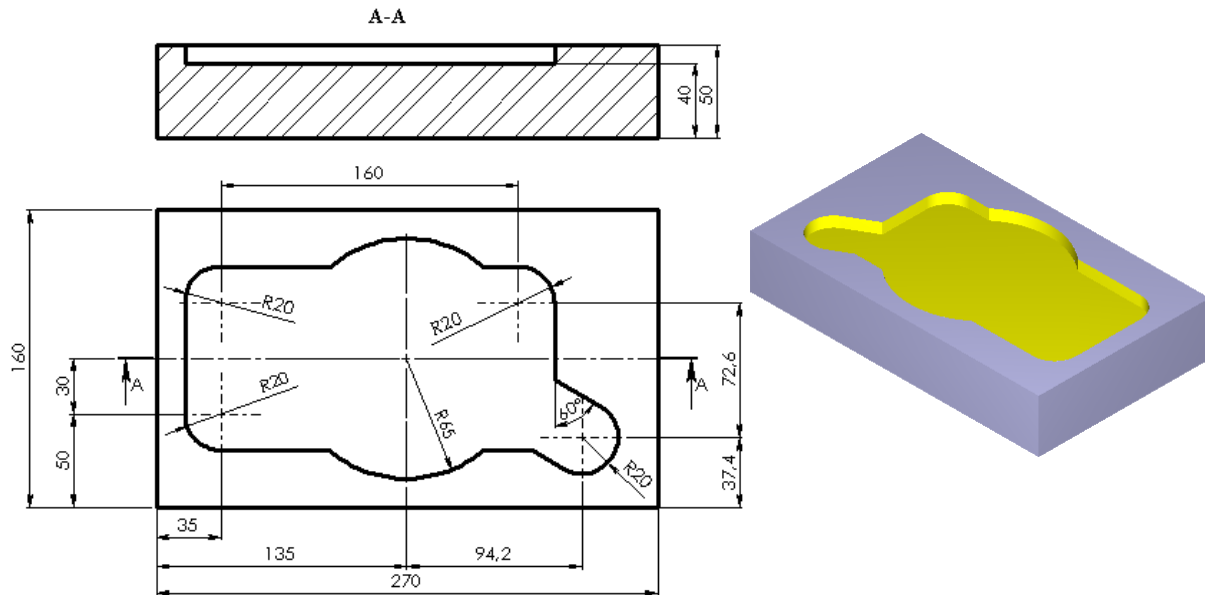


FIGURE 3. 8 : Pièce didactique.

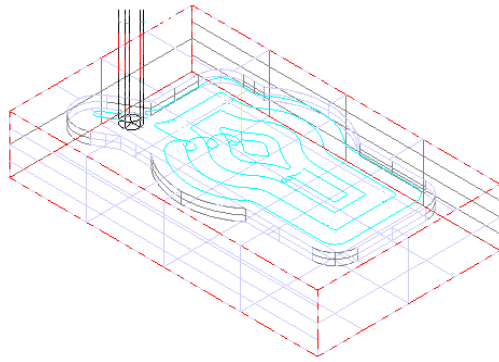
Les essais sont réalisés sur le même centre de fraisage présenté dans le chapitre 2 (figure 2. 5). Les caractéristiques de la machine sont présentées dans le tableau 2. 1.

#### 3.1.1. Impact de la variation de la vitesse d'avance sur le choix de la stratégie

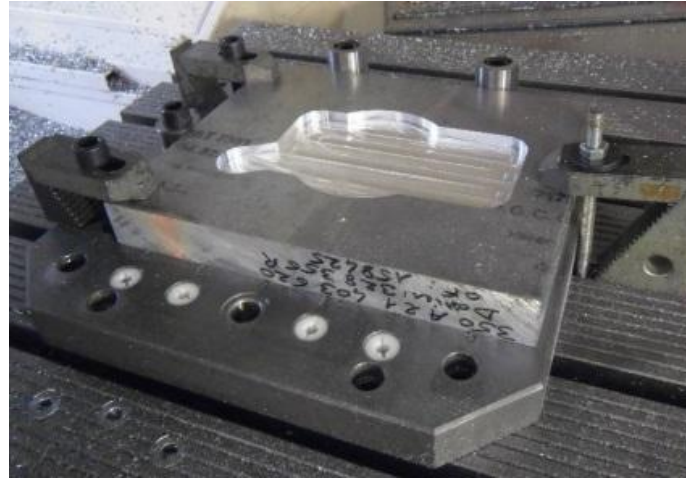
Tout d'abord, le choix de la stratégie de l'usinage est basé sur la forme de la pièce à usiner et le type d'opération. Pour l'usinage de cette pièce, plusieurs stratégies sont possibles, telles que l'usinage en zigzag, en concentrique, en tréflage, etc.

L'objectif de cette partie est la détermination de l'impact de la variation de la vitesse sur le choix de la stratégie. Pour ce faire, nous avons fixé un seul diamètre d'outil et nous avons choisi de travailler avec deux stratégies, l'usinage en zigzag et l'usinage en concentrique. En effet, ces deux stratégies sont couramment utilisées dans les industries de fabrication.

Pour pouvoir générer les stratégies d'usinage, nous avons utilisé le logiciel de fabrication assistée par ordinateur MASTERCAM (figure 3. 9-a).



(a) Simulation sur un logiciel de FAO  
(pour la stratégie concentrique)



(b) Usinage sur machine

FIGURE 3. 9 : Simulation et usinage.

Dans cette partie, nous avons choisi de traiter un seul plan de balayage. Nous avons utilisé les paramètres de coupe recommandés par le constructeur des outils « KENDU » [Kendu 12]. Ces paramètres sont cités dans le tableau 3. 1.

$d_{out}$ (mm)	$V_c$ (m/min)	$f_z$ (mm/dt)	$V_f$ (mm/min)	$z$ (dents)	$a_e$ (mm)	$a_p$ (mm)	$l_{tot}$ stratégie zigzag (mm)	$l_{tot}$ la stratégie concentrique (mm)
12	725	0,131	7557	3	$0,85d_{out}$	2	2784	2227
	1050	0,161	13452					

Tableau 3. 1 : Paramètres de coupe et longueur de la trajectoire.

Suite à la génération de la trajectoire de l'outil pour les différentes stratégies, nous avons constaté que la stratégie en concentrique donne la trajectoire la moins courte. Comme le montre le tableau 3. 1.

En FGV, la simple diminution de la longueur de la trajectoire n'a pas un impact significatif sur la diminution du temps d'usinage. Pour cela, nous avons calculé l'évolution de la vitesse d'avance pour ces différentes stratégies. La figure 3. 10 et la figure 3. 11 représentent la trajectoire de l'outil et les profils de la vitesse d'avance théoriques et mesurés respectivement pour les stratégies concentrique et zigzag.

Les fonctions adoptées pour cette application sont le mode de déplacement tangentiel (G641 avec TIT = 0,05 mm) et le mode 'soft'.

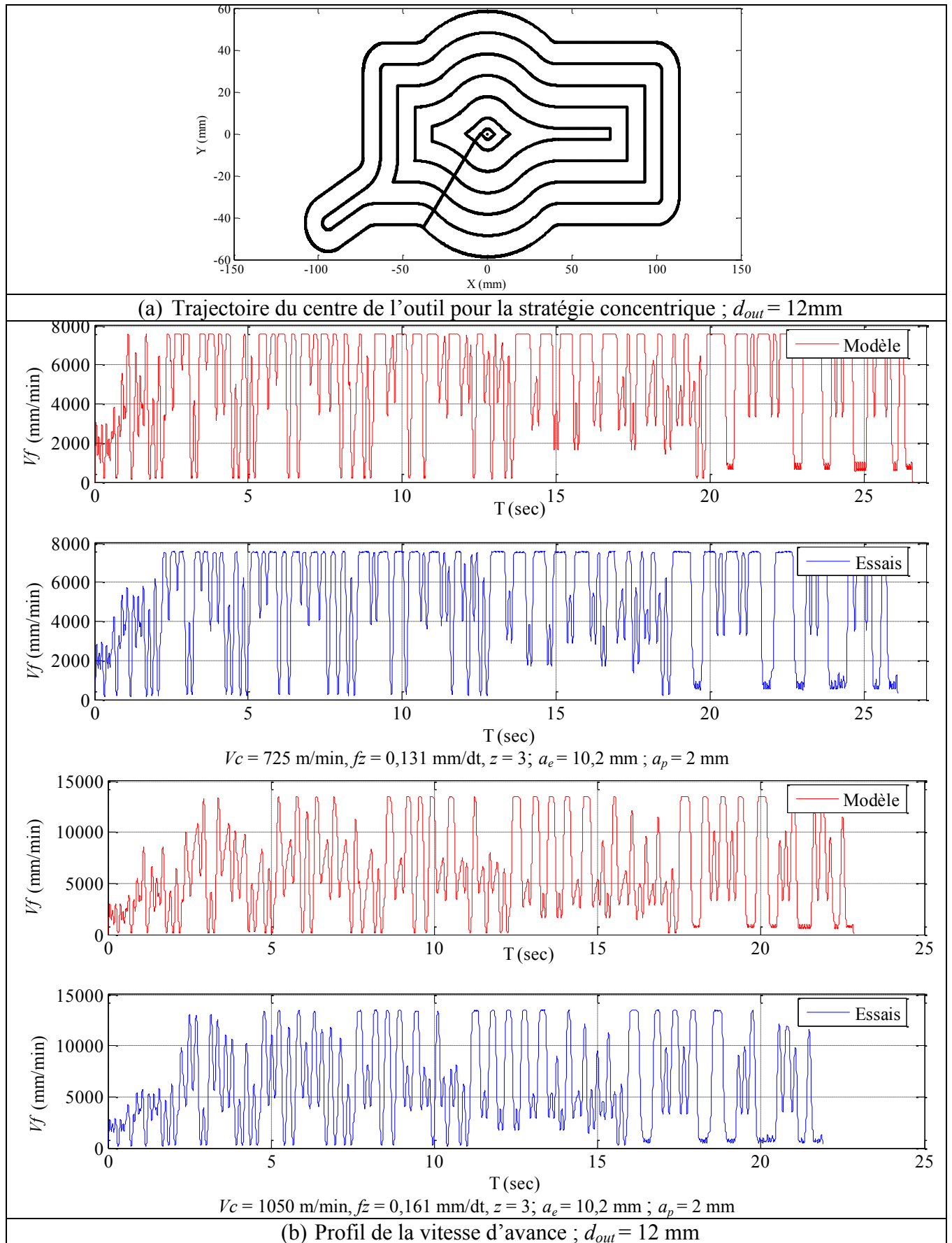


FIGURE 3. 10 : Évolution de la vitesse d'avance lors de l'usinage de balayage du premier plan d'usinage en Z.

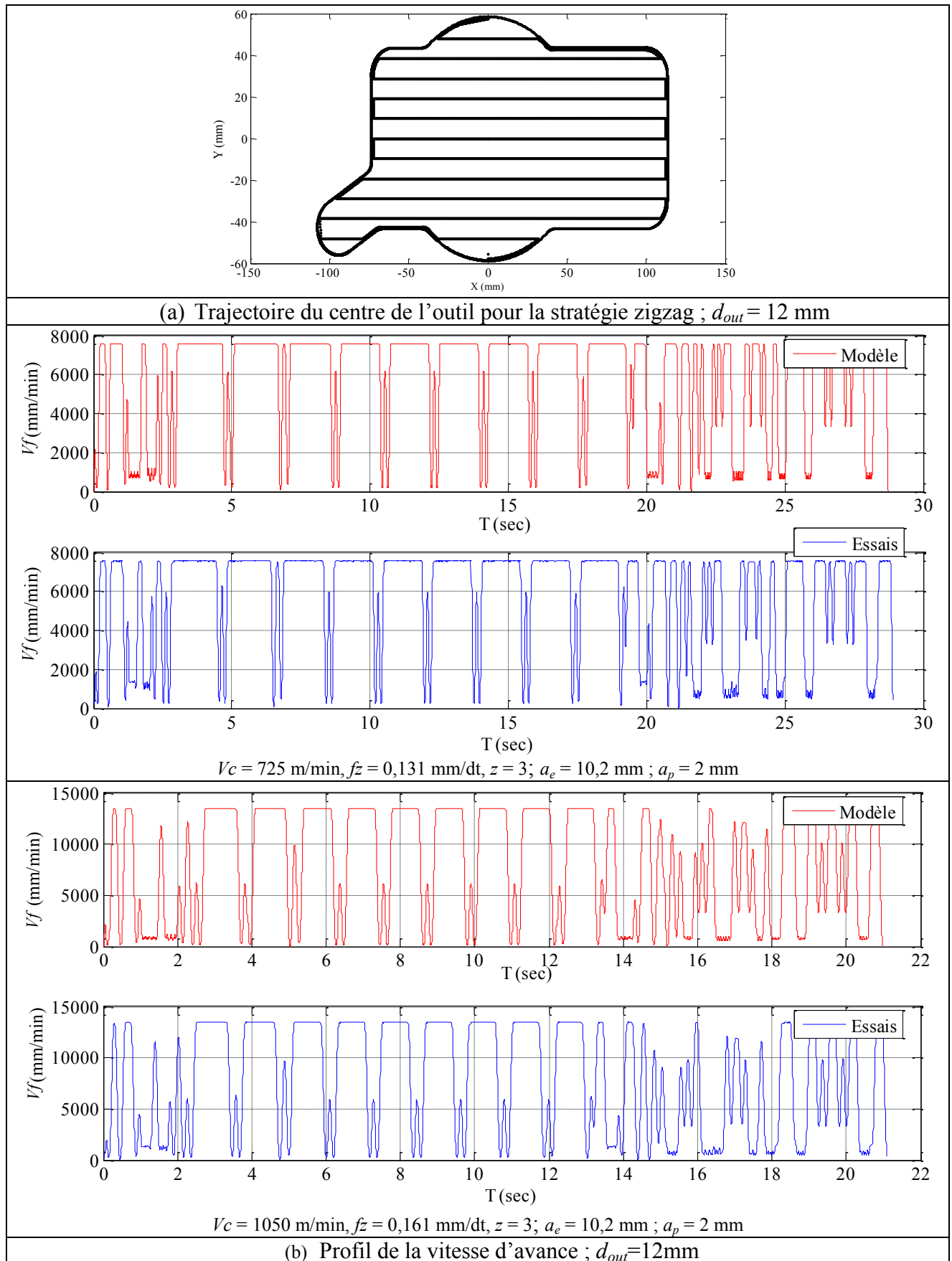


FIGURE 3. 11 : Évolution de la vitesse d'avance lors de l'usinage de balayage du premier plan d'usinage en Z pour une fraise de diamètre 12mm.

Ces résultats montrent une erreur maximale entre les résultats théoriques et expérimentaux de 5% (obtenue pour le cas d'usinage en concentrique avec les paramètres suivants :  $V_c = 1050\text{m/min}$ ,  $f_z = 0,161\text{ mm/dt}$ ,  $z = 3$ ;  $a_e = 10,2\text{ mm}$  ;  $a_p = 2\text{ mm}$ ).

Nous observons sur la figure 3. 11 que la vitesse programmée ne sera atteinte que pour une partie de la longueur totale du trajet de l'outil (figure 3. 13). Cette partie est calculée sous forme d'un facteur  $\delta$ .

Ce facteur  $\delta$  est déterminé par le rapport entre le temps de cycle lorsque la vitesse programmée est atteinte  $T_{cVfprog}$  et le temps de cycle  $T_c$  (figure 3. 12). Le temps de cycle  $T_c$  est donné par l'équation (2.37).

$$\delta = \frac{T_{cVfprog}}{T_c} \quad (3.1)$$

Ce temps d'usinage est déterminé à partir de la courbe de l'évolution de la vitesse d'avance (figure 3. 13).

$$T_{cVfprog} = \sum_{i=1}^N T_{ciVfprog} \quad (3.2)$$

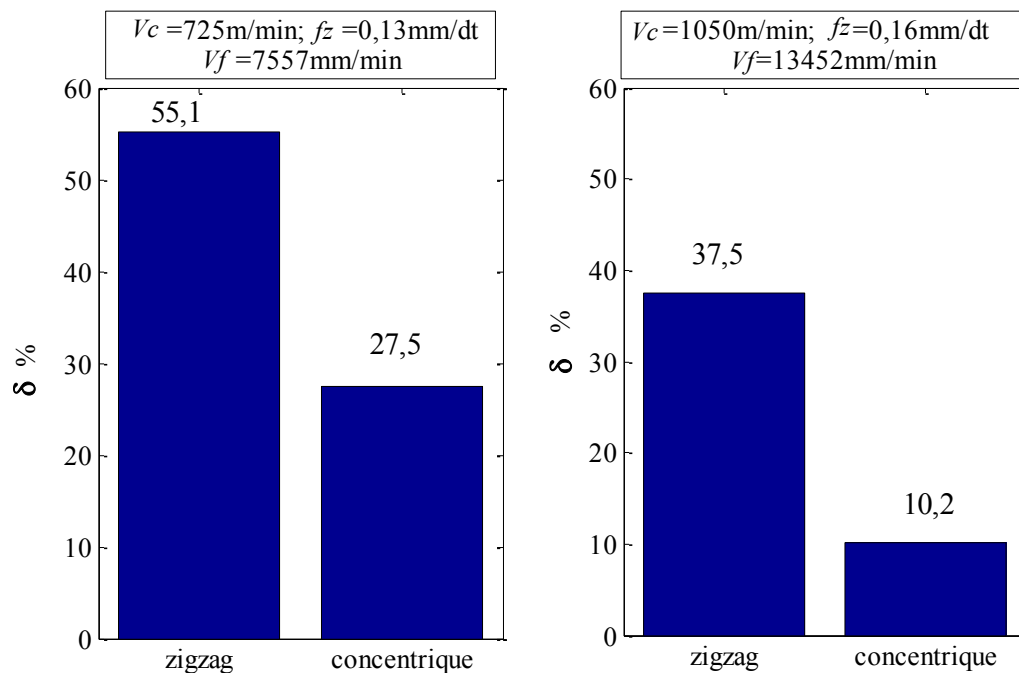


FIGURE 3. 12 : Pourcentage d'utilisation de la vitesse programmée pour une fraise de diamètre  $d_{out} = 12\text{ mm}$ .

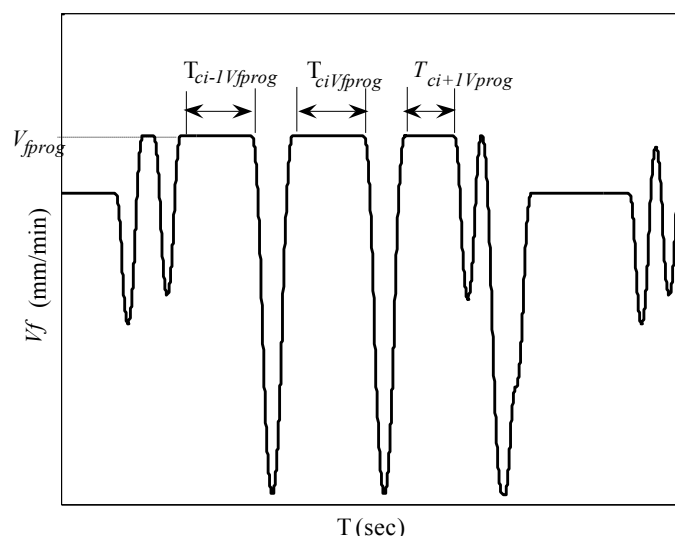


FIGURE 3. 13 : Évolution de la vitesse d'avance.

La modélisation de la vitesse d'avance permet également une estimation du temps réel de cycle contrairement au temps calculé par le logiciel de FAO. Ce dernier considère une vitesse d'avance constante sans accélération-décélération alors qu'en UGV, la vitesse n'est pas constante, elle varie au cours du temps. Comme nous l'observons sur la figure 3. 12, le pourcentage d'utilisation de la vitesse programmée diminue si on augmente la vitesse d'avance.

La figure 3. 14 présente une comparaison du temps simulé, mesuré et calculé par le logiciel de FAO.

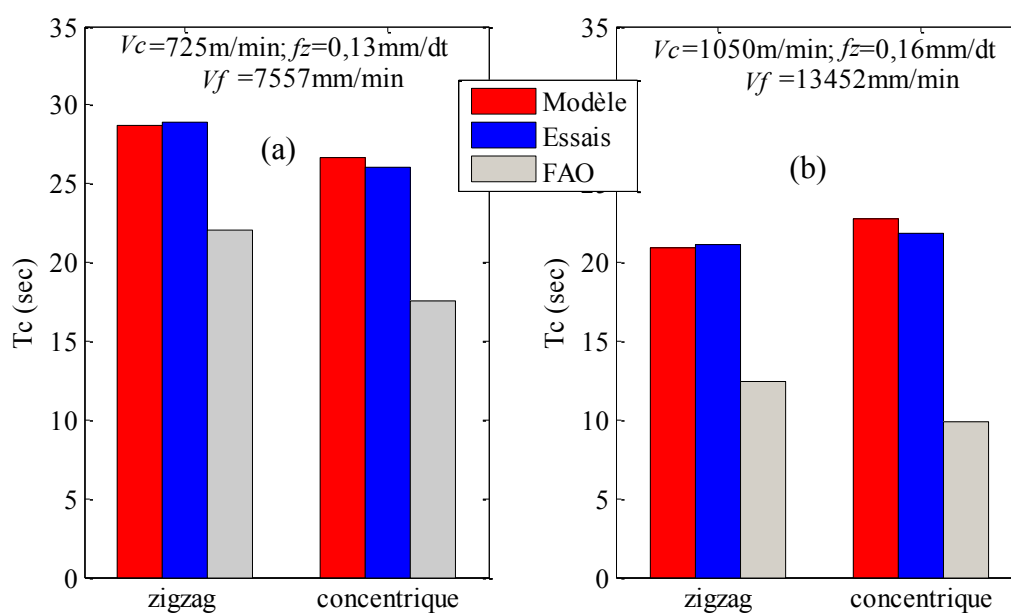


FIGURE 3. 14 : Temps de cycle.

Suite aux résultats présentés sur la figure 3. 14-a, nous constatons que pour la vitesse d'avance  $V_f = 7557$  mm/min, la stratégie concentrique donne le temps minimal. Cette conclusion est la même pour le temps simulé et le temps FAO. Néanmoins nous n'obtenons pas la même différence entre le temps calculé pour la stratégie zigzag et celui calculé pour la stratégie concentrique. Cette différence correspond au gain en termes de temps. Comme le montre la figure 3. 15-a, le gain calculé en utilisant le temps simulé est de 3,8% alors que le gain calculé par le temps FAO devient plus important (24,5%).

Pour la vitesse d'avance  $V_f = 13452$  mm/min (figure 3. 14-b), la stratégie zigzag est la plus performante, alors que pour le temps FAO, la stratégie concentrique donne toujours le temps minimal. Cela vient du fait que la vitesse d'avance programmée étant plus grande que la première, les ralentissements aux discontinuités sont plus importants pour l'usinage en concentrique que l'usinage en zigzag et ont une influence importante sur le temps de cycle. Ceci justifie bien l'impact de la variation de la vitesse d'avance sur le choix de la stratégie d'usinage.

Afin de montrer le taux de variation de ce gain, nous avons calculé le gain et la perte en termes de temps de la stratégie concentrique par rapport à la stratégie zigzag (figure 3. 15)

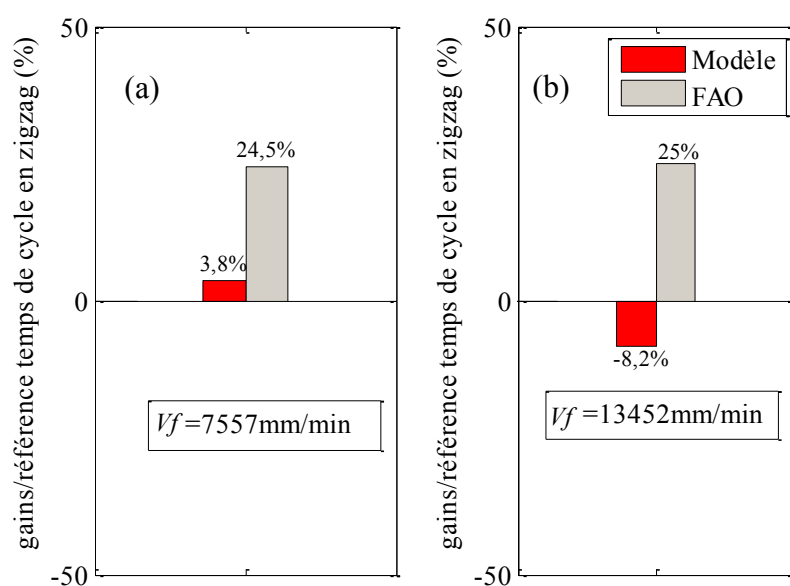


FIGURE 3. 15 : Comparaison des gains en termes du temps par rapport à l'usinage en zigzag.

### 3.1.2. Impact de la variation de la vitesse d'avance sur le choix de l'outil

L'objectif de cette partie est de déterminer pour la stratégie d'usinage en zigzag l'impact de la variation de la vitesse d'avance sur le choix du diamètre optimal de l'outil. Pour ce faire, nous avons réalisé l'usinage de la pièce présentée dans la figure 3. 8 avec trois diamètres d'outil

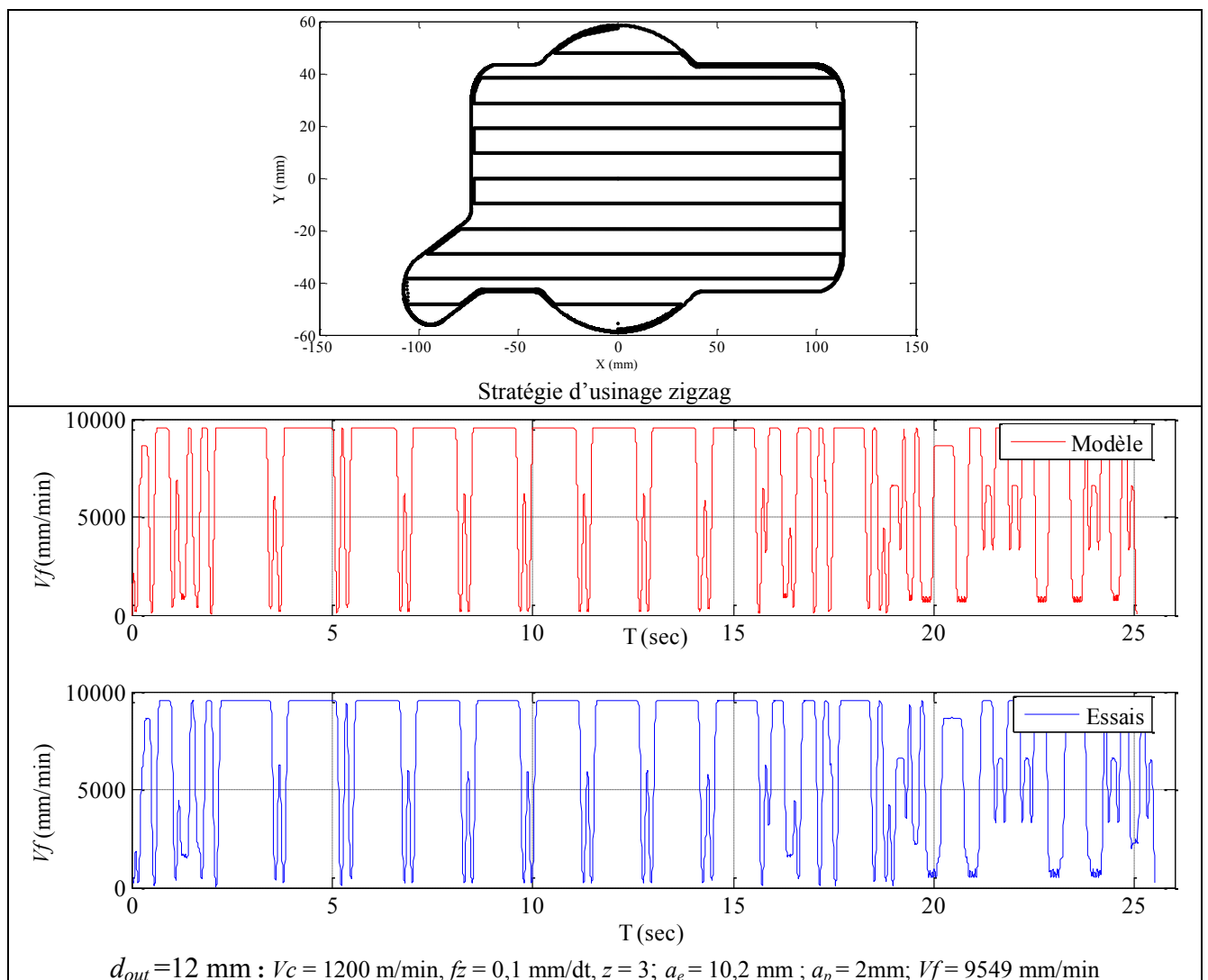
différents ( $d_{out1} = 12$  mm,  $d_{out2} = 16$  mm,  $d_{out3} = 20$  mm) en utilisant les paramètres présentés dans le tableau 3. 2.

$V_c$ (m/min)	$f_z$ (mm/dt)	$a_e$ (mm)	$z$
1200	0,1	$0,85d_{out}$	3

Tableau 3. 2 : Paramètres de coupe utilisés.

Les différentes trajectoires calculées pour chaque diamètre d'outil sont générées par Mastercam. Nous traitons dans cette étude seulement le premier plan de balayage en Z.

L'augmentation du diamètre de l'outil engendre toujours une diminution de la longueur du trajet et par la suite le diamètre 20 admet la trajectoire la plus courte. Mais ce résultat ne signifie pas que ce diamètre donne un temps minimal. En effet, le temps de cycle dépend principalement des paramètres de coupe pour chaque outil et de la variation de la vitesse d'avance. De ce fait, nous avons déterminé les temps de cycles théorique et expérimental en nous appuyant sur l'évolution de la vitesse d'avance présentée sur la figure 3. 16.





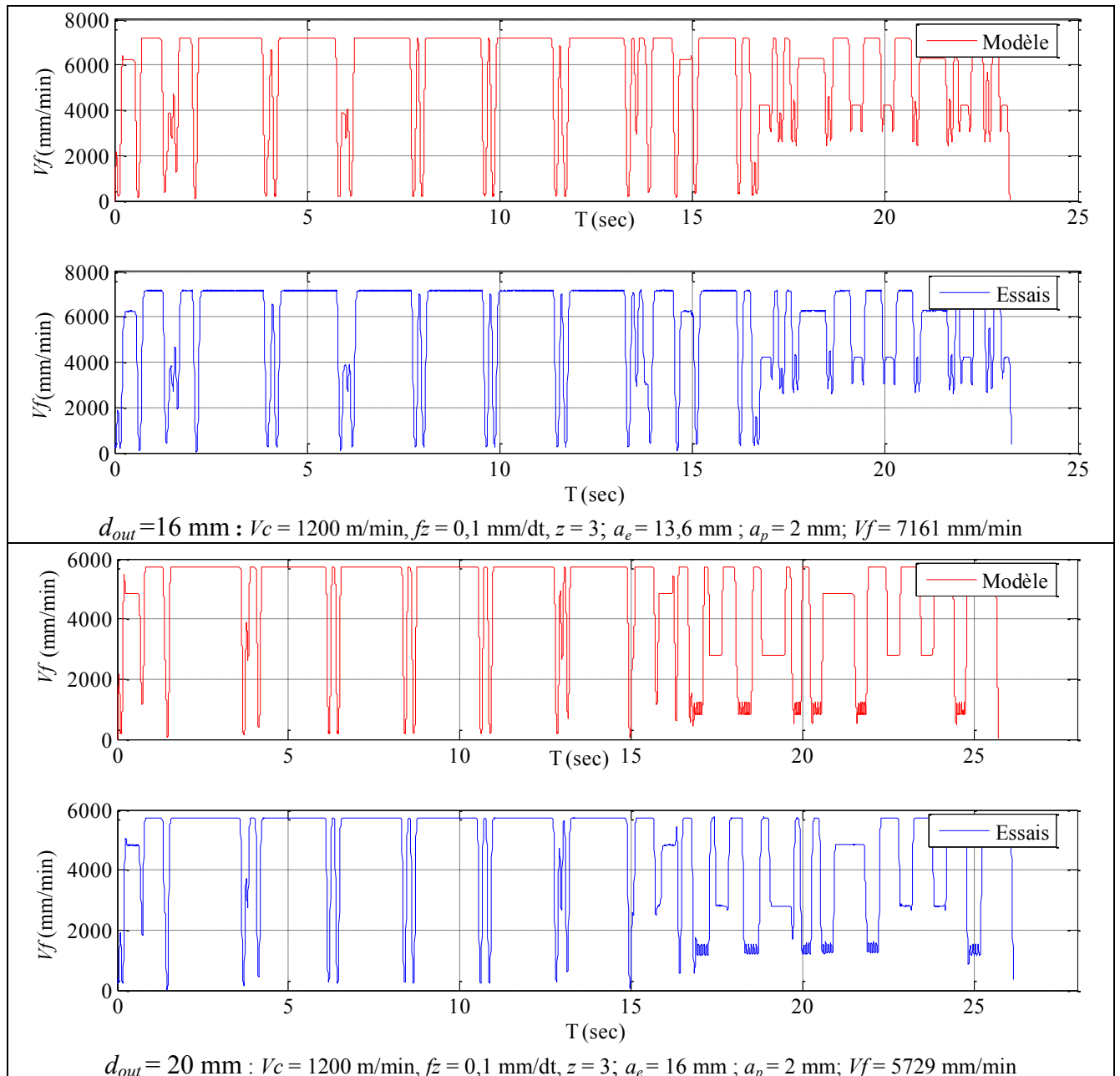


FIGURE 3. 16 : Vitesse d'avance pour différents diamètres d'outils.

À partir des résultats présentés sur la figure 3. 16, nous avons tracé l'évolution du temps de cycle théorique et expérimental en fonction du diamètre. Ces deux courbes nous ont permis de déterminer le diamètre de l'outil d'ébauche optimal pour la stratégie d'usinage en zigzag.

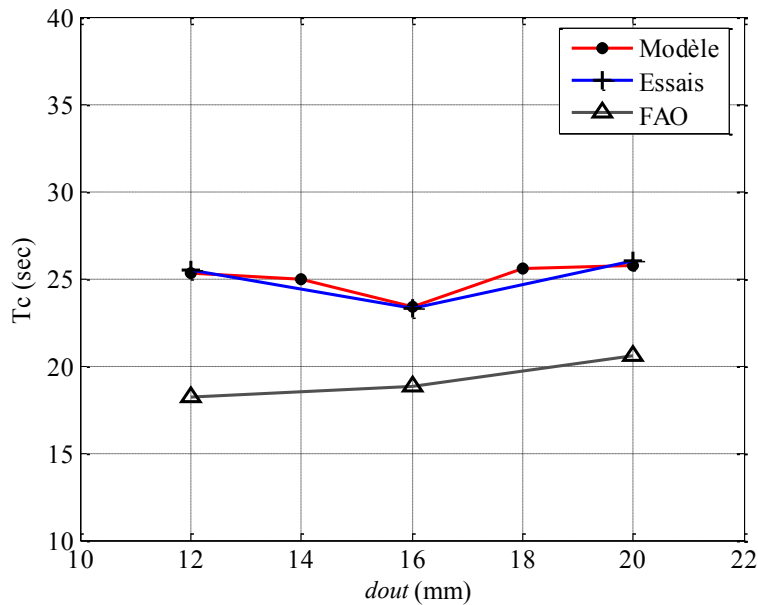


FIGURE 3. 17 : Temps de cycle en fonction du diamètre pour la stratégie zigzag.

Les résultats obtenus par le temps FAO ne sont pas significatifs par rapport aux valeurs réelles. Comme nous l'observons sur la figure 3. 17, le profil du temps de cycle calculé par le logiciel de FAO ne permet pas de déduire l'optimum car le temps de cycle augmente proportionnellement avec le diamètre de l'outil.

Finalement, nous avons constaté que la variation de la vitesse d'avance a une grande influence sur le choix de la stratégie d'usinage et le diamètre de l'outil. Cette influence devient de plus en plus significative en augmentant la vitesse d'avance programmée. Dans le contexte du FGV, il faut intégrer la variation de la vitesse d'avance pour toutes les configurations d'optimisation. Nous présentons dans la suite une application didactique qui permet de valider notre méthodologie d'optimisation.

### 3.1.3. Optimisation

La pièce didactique utilisée est présentée sur la figure 3. 8.

Les outils utilisés sont des fraises de marque «Sandvik» monobloc et à plaquettes amovibles en carbure. Nous avons utilisé sept fraises à 3 dents de diamètre  $d_{out}$  égal à 12, 16, 20, 25, 30, 32 et 36 mm notés respectivement dans l'interface de calcul  $d_1$ ,  $d_2$ ,  $d_3$ ,  $d_4$ ,  $d_5$ ,  $d_6$ ,  $d_7$ . Les paramètres de coupe FGV recommandés par le constructeur de l'outil sont :

- Les avances par dent  $f_z$  : 0,1, 0,15 et 0,2 mm/dent,
- Les vitesses de coupe  $V_c$  : 725, 850 et 1050 m/min

Les paramètres de coupe utilisés dans notre étude sont résumés dans le tableau 3. 3.

Paramètres	Niveaux		
	1	2	3
$V_c$ [m/min]	725	850	1050
$f_z$ [mm/tr]	0.1	0.15	0.2

Tableau 3. 3 : Valeurs et niveaux des paramètres de coupe.

En ce qui concerne le choix de la profondeur de passe radiale et axiale, nous avons utilisé  $a_e = 0,85d_{out}$  et  $a_p = 2$  mm.

Pour la phase d'ouverture de la poche, nous avons utilisé la méthode d'interpolation hélicoïdale. Dans cette méthode, l'avance de l'outil est dans la direction axiale de la broche avec un rayon d'hélice égal à 6mm et une avance égale à 400mm/min. Ces paramètres sont utilisés pour tous les essais.

À propos de la stratégie d'usinage, nous avons traité trois stratégies disponibles sur Mastercam : usinage en concentrique, usinage en zigzag et usinage en spirale. Elles sont nommées sur l'interface respectivement : stratégie 1, stratégie 2 et stratégie 3.

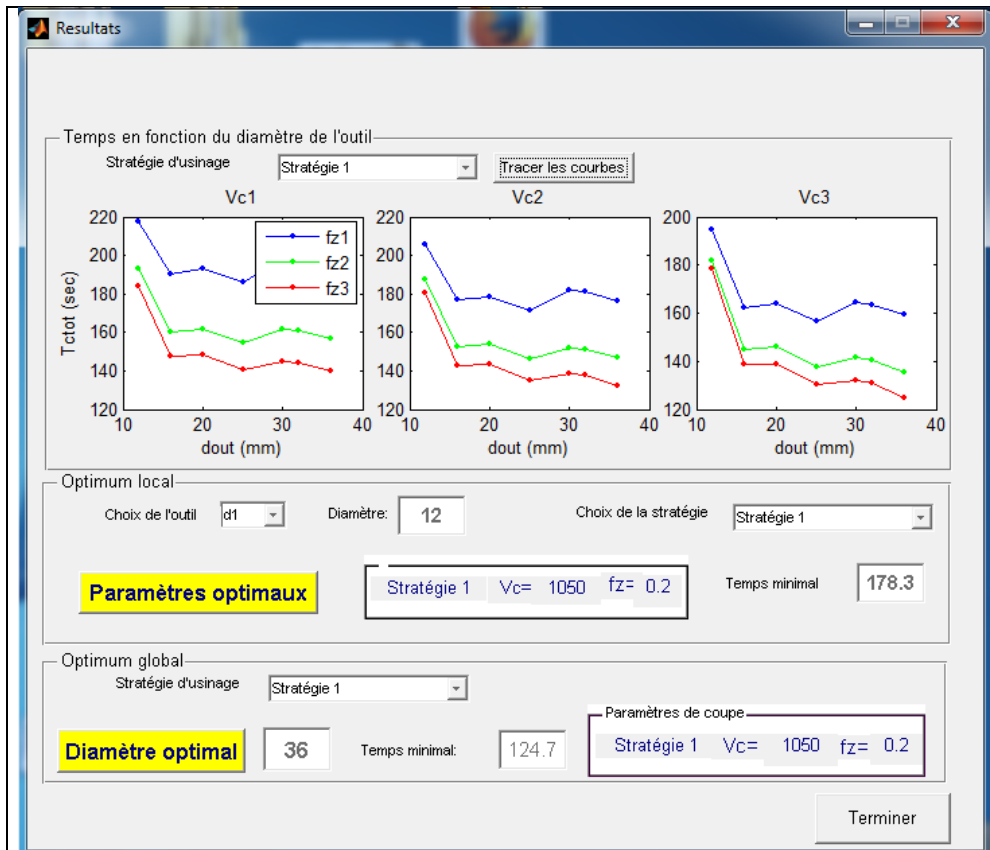
En utilisant ces paramètres, nous avons calculé le temps total du cycle qui est donné par :

$$T_{ctot} = T_c + T_{dr} + T_p \quad (3.3)$$

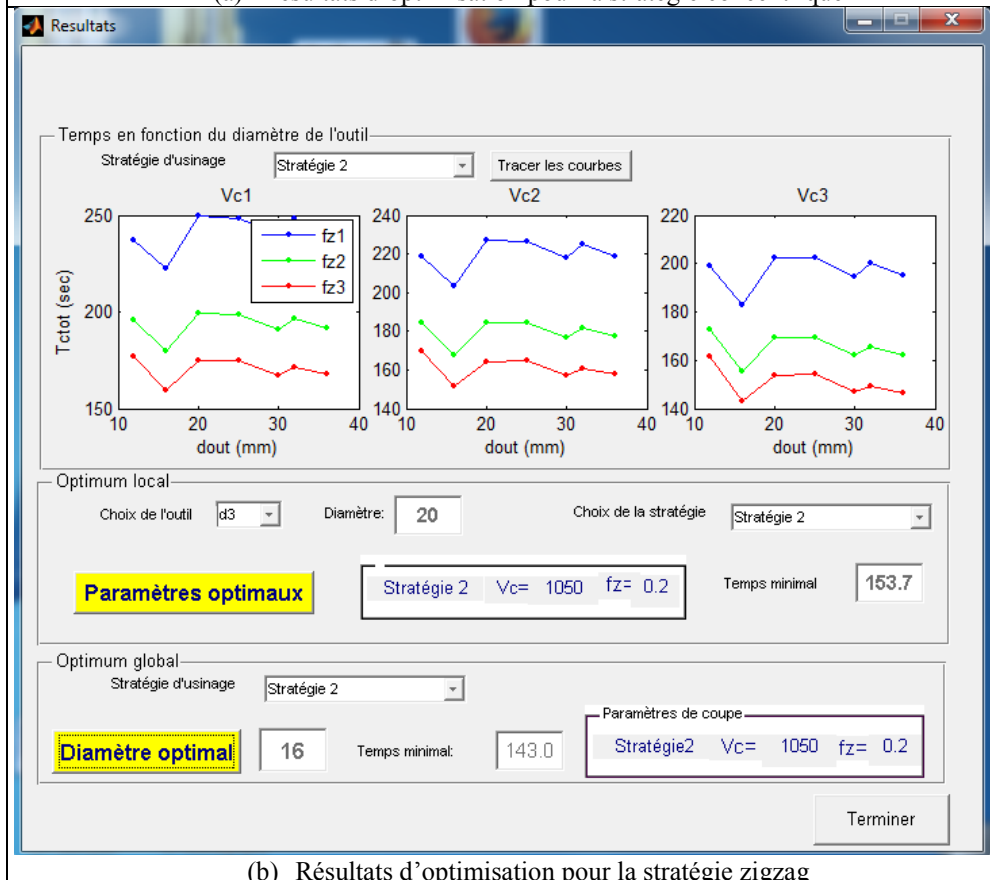
Avec  $T_c$ ,  $T_{dr}$  et  $T_p$  sont respectivement le temps de cycle, le temps de déplacement rapide et le temps de plongée.

Afin de construire la base de données de l'optimisation, nous avons tout d'abord fixé les paramètres machine (accélération, jerk, vitesse rapide,...) et les paramètres d'usinage (tolérance imposée et nombre de dents) présentés sur figure 3. 3. Ensuite, en utilisant l'interface d'optimisation, nous avons chargé le fichier NCI pour le premier diamètre d'outil ( $d_{out} = 12$ mm) et la stratégie concentrique en leur attribuant leurs spécifications correspondantes sur l'interface, un diamètre d'outil  $d_1$  et une stratégie d'usinage (Stratégie 1 :  $S_1$ ), puis nous avons lancé le calcul du temps total de cycle pour les différentes valeurs de la vitesse de coupe et d'avance utilisées (figure 3. 5). Cette tâche doit être recommencée vingt fois afin de traiter toutes les configurations entre les diamètres de l'outil et les stratégies utilisés.

Après avoir calculé le temps total de cycle pour tous les paramètres du plan d'essais complet, nous passons aux résultats d'optimisation obtenus qui sont présentés sur la figure 3. 18.



(a) Résultats d'optimisation pour la stratégie concentrique



(b) Résultats d'optimisation pour la stratégie zigzag

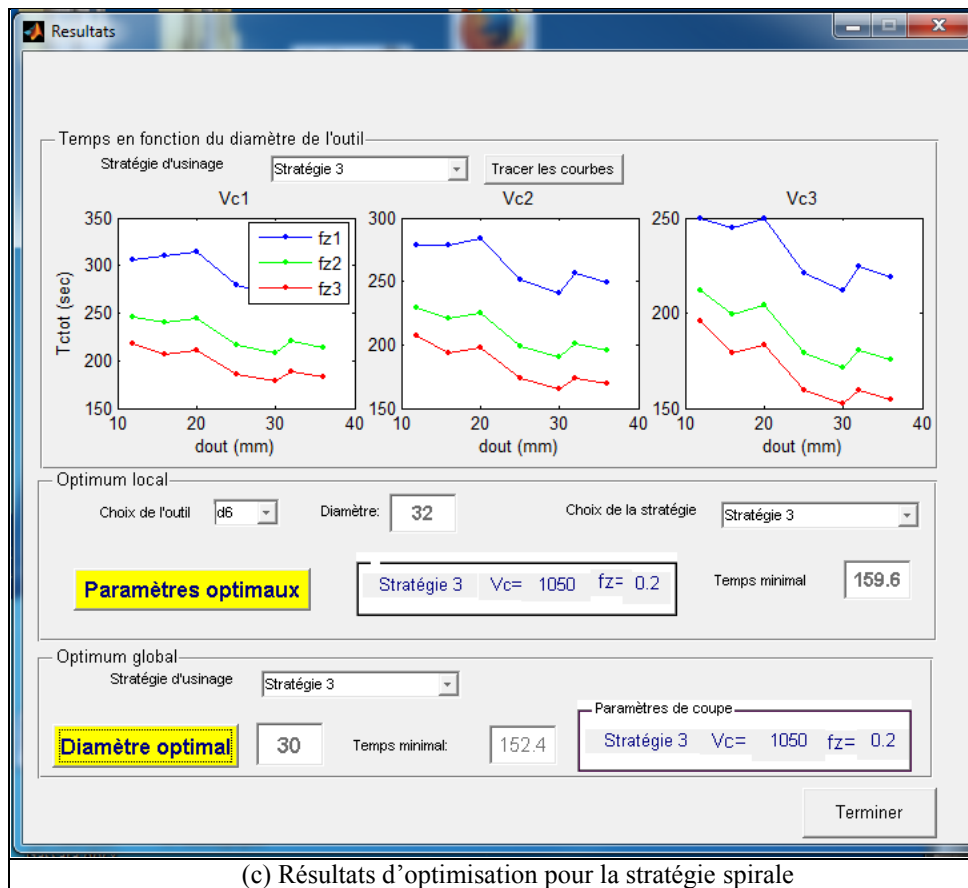


FIGURE 3. 18 : Résultats d'optimisation.

Le tableau 3. 4 résume les résultats d'optimisation déterminés à partir de l'interface de calcul

	Stratégie 1 (concentrique)	Stratégie 2 (zigzag)	Stratégie 3 (spirale)	Stratégie optimale	Optimum local
d1 = 12	$T_{d1S1min} = 178,3 \text{ sec}$ $V_{cop} = V_{C3}; f_{zop} = f_{z3}$	$T_{d1S2min} = 161,8 \text{ sec}$ $V_{cop} = V_{C3}; f_{zop} = f_{z3}$	$T_{d1S3min} = 195,7 \text{ sec}$ $V_{cop} = V_{C3}; f_{zop} = f_{z3}$	Stratégie 2	
d2 = 16	$T_{d2S1min} = 138,8 \text{ sec}$ $V_{cop} = V_{C3}; f_{zop} = f_{z3}$	$T_{d2S2min} = 143 \text{ sec}$ $V_{cop} = V_{C3}; f_{zop} = f_{z3}$	$T_{d2S3min} = 179 \text{ sec}$ $V_{cop} = V_{C3}; f_{zop} = f_{z3}$	Stratégie 1	
d3 = 20	$T_{d3S1min} = 139 \text{ sec}$ $V_{cop} = V_{C3}; f_{zop} = f_{z3}$	$T_{d3S2min} = 153,7 \text{ sec}$ $V_{cop} = V_{C3}; f_{zop} = f_{z3}$	$T_{d3S3min} = 182,9 \text{ sec}$ $V_{cop} = V_{C3}; f_{zop} = f_{z3}$	Stratégie 1	
d4 = 25	$T_{d4S1min} = 130,1 \text{ sec}$ $V_{cop} = V_{C3}; f_{zop} = f_{z3}$	$T_{d4S2min} = 154 \text{ sec}$ $V_{cop} = V_{C3}; f_{zop} = f_{z3}$	$T_{d4S3min} = 159,6 \text{ sec}$ $V_{cop} = V_{C3}; f_{zop} = f_{z3}$	Stratégie 1	
d5 = 30	$T_{d5S1min} = 132,1 \text{ sec}$ $V_{cop} = V_{C3}; f_{zop} = f_{z3}$	$T_{d5S2min} = 146,8 \text{ sec}$ $V_{cop} = V_{C3}; f_{zop} = f_{z3}$	$T_{d5S3min} = 152,4 \text{ sec}$ $V_{cop} = V_{C3}; f_{zop} = f_{z3}$	Stratégie 1	
d6 = 32	$T_{d6S1min} = 131 \text{ sec}$ $V_{cop} = V_{C3}; f_{zop} = f_{z3}$	$T_{d6S2min} = 149,5 \text{ sec}$ $V_{cop} = V_{C3}; f_{zop} = f_{z3}$	$T_{d6S3min} = 159,6 \text{ sec}$ $V_{cop} = V_{C3}; f_{zop} = f_{z3}$	Stratégie 1	
d7 = 36	$T_{d7S1min} = 124,7 \text{ sec}$ $V_{cop} = V_{C3}; f_{zop} = f_{z3}$	$T_{d7S2min} = 146,4 \text{ sec}$ $V_{cop} = V_{C3}; f_{zop} = f_{z3}$	$T_{d7S3min} = 154,8 \text{ sec}$ $V_{cop} = V_{C3}; f_{zop} = f_{z3}$	Stratégie 1	
Diamètre optimal	<b>d7 = 36mm</b> $T_{ctotmin} = 124,7 \text{ sec}$	<b>d2 = 16mm</b> $T_{ctotmin} = 143 \text{ sec}$	<b>d7 = 30 mm</b> $T_{ctotmin} = 152,4 \text{ sec}$	<b>d7 = 36 mm</b> Stratégie 1 $T_{ctotmin} = 124,7 \text{ sec}$	<b>Optimum global</b>

Tableau 3. 4 : Les résultats d'optimisation.

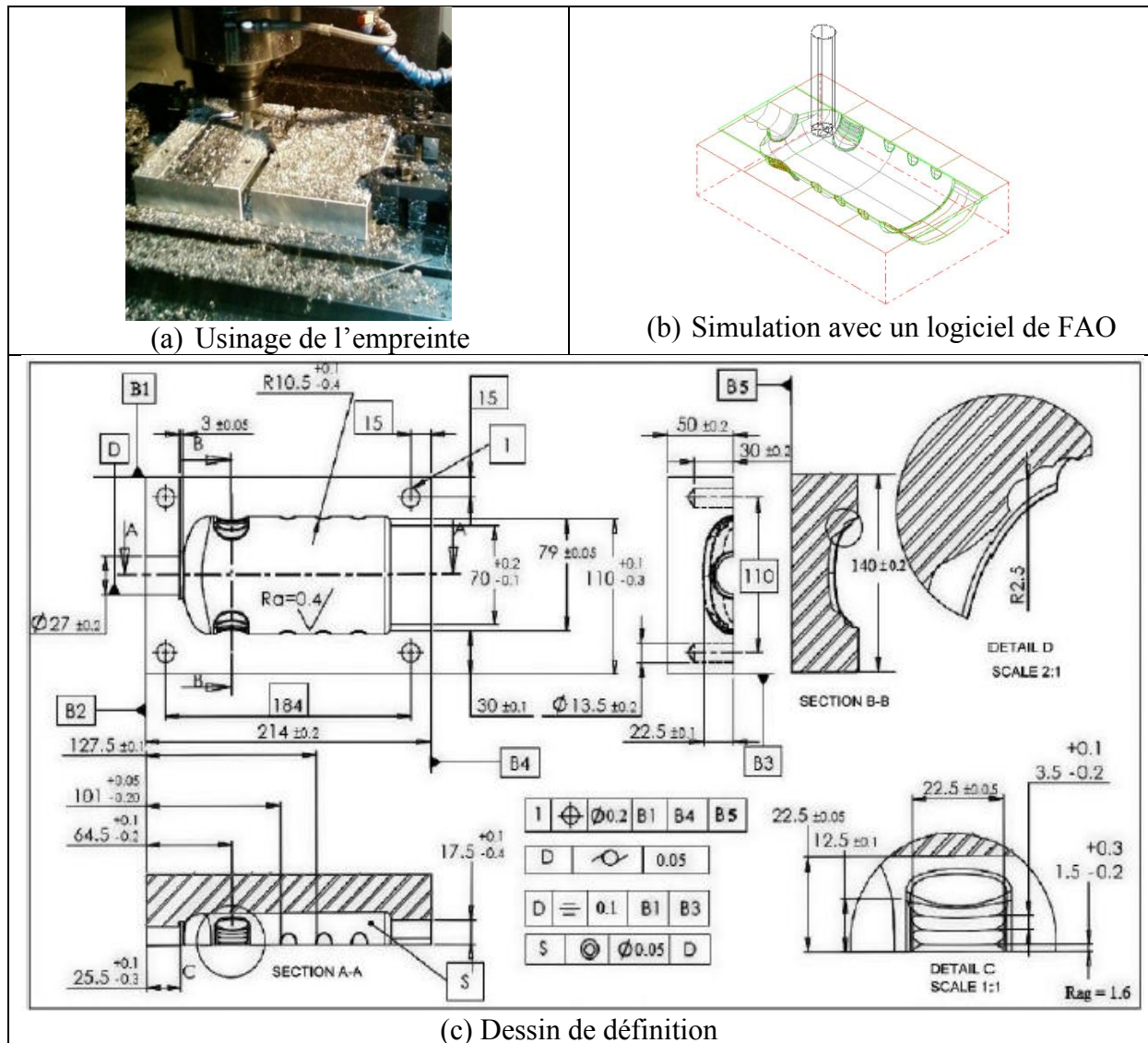
Comme le montre le tableau 3. 4, la stratégie 1 (concentrique) est la plus performante pour tous les diamètres d'outil sauf pour le diamètre 12. Pour ce dernier, la stratégie 2 (zigzag) est l'optimale. À partir des résultats présentés, nous pouvons déterminer le diamètre optimal d'outil pour chaque stratégie d'usinage :

- la stratégie 1 (concentrique) : le temps minimal (124,7sec) est obtenu par l'outil d'ébauche de diamètre 36mm,
- la stratégie 2 (zigzag) : le temps minimal (143 sec) est obtenu par l'outil d'ébauche de diamètre 16mm,
- la stratégie 3 (spirale) : le temps minimal (152,4sec) est obtenu par l'outil d'ébauche de diamètre 30mm.

Suite à ces résultats, nous remarquons que le minimum de temps (124,7) est obtenu par la stratégie 1 (concentrique) pour un diamètre 36mm.

### ***3.2. Application industrielle***

Dans cette partie, nous appliquons notre modèle sur un industriel. Il s'agit d'un moule d'injection plastique de la société tunisienne SIAF. La forme de ce moule inclut les différents cas de connexion entre des interpolations linéaires et circulaires (figure 3. 19).



Nous allons ici déterminer la stratégie optimale et le diamètre optimal.

Pour cette application, nous avons utilisé des fraises à bout plat de marque «KENDU» monobloc en carbure destinées à l'usinage d'aluminium [Kendu 12]. Nous avons employé trois fraises à 3 dents de diamètre  $d_{out}$  égal à 12, 16 et 20mm notés respectivement dans l'interface de calcul  $d_1$ ,  $d_2$  et  $d_3$ . Les paramètres de coupe recommandés par le constructeur de l'outil pour les différents outils sont résumés dans le Tableau 3. 5.

$d_{out}$ (mm)	$V_c$ (m/min)	$f_z$ (mm/dt)	$V_f$ (mm/min)
12	725	0,131	7557
16	725	0,165	7139
20	725	0,196	6784

Tableau 3. 5 : Paramètres de coupe recommandés.

La fonction de lissage adoptée pour cette application est le mode de déplacement tangentiel (G641 avec TIT = 0,05mm). Le mode adopté pour l'ouverture de la poche est l'interpolation hélicoïdale avec un rayon d'hélice égal à 6mm et une vitesse de plongée égale à 400mm/min. En ce qui concerne le choix de la profondeur de passe radiale, la valeur moyenne est supposée proche du diamètre de l'outil ( $a_e = 0,85d_{out}$ ) et la profondeur de passe axiale égale à 2mm. Après avoir rentré les paramètres d'entrée nécessaires, nous présentons sur la figure 3. 20 la trajectoire de l'outil, le profil de la vitesse ainsi que le temps total de cycle pour l'usinage du moule avec un outil de diamètre 20mm.

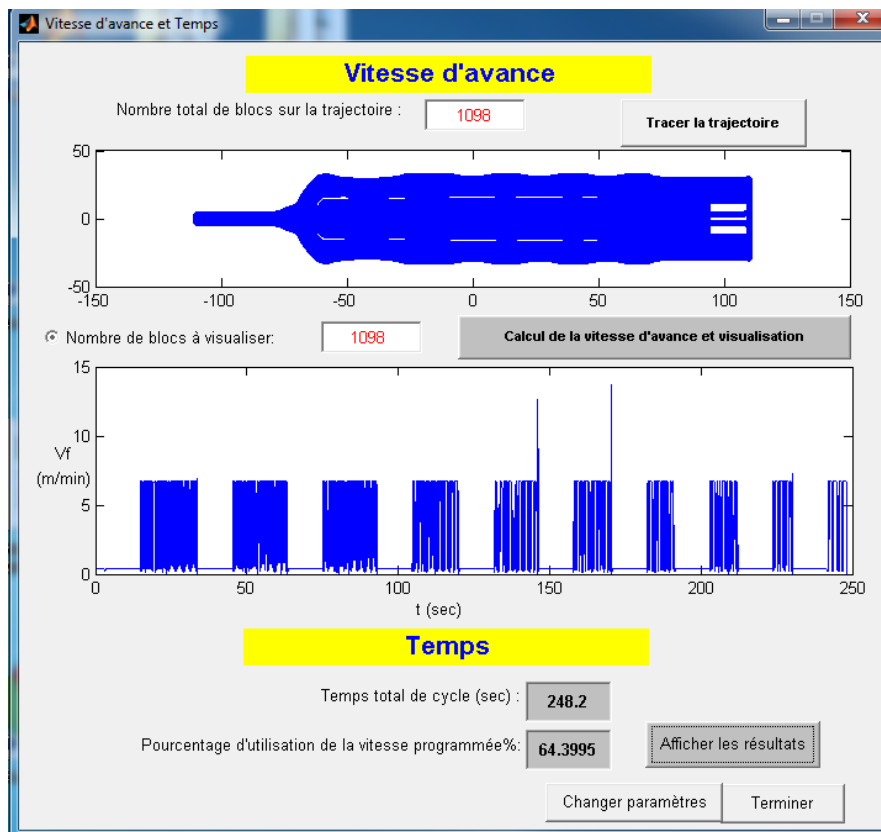
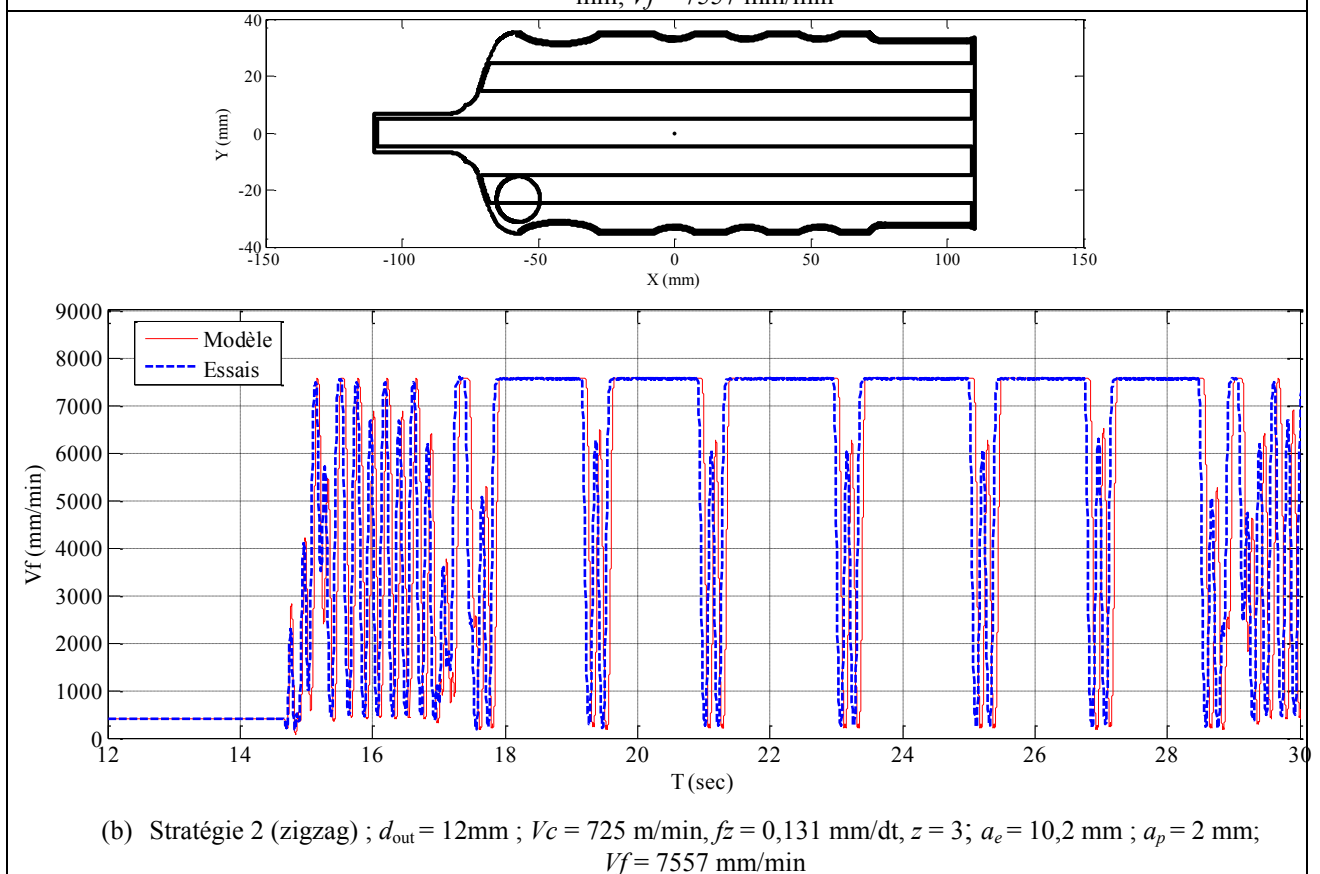
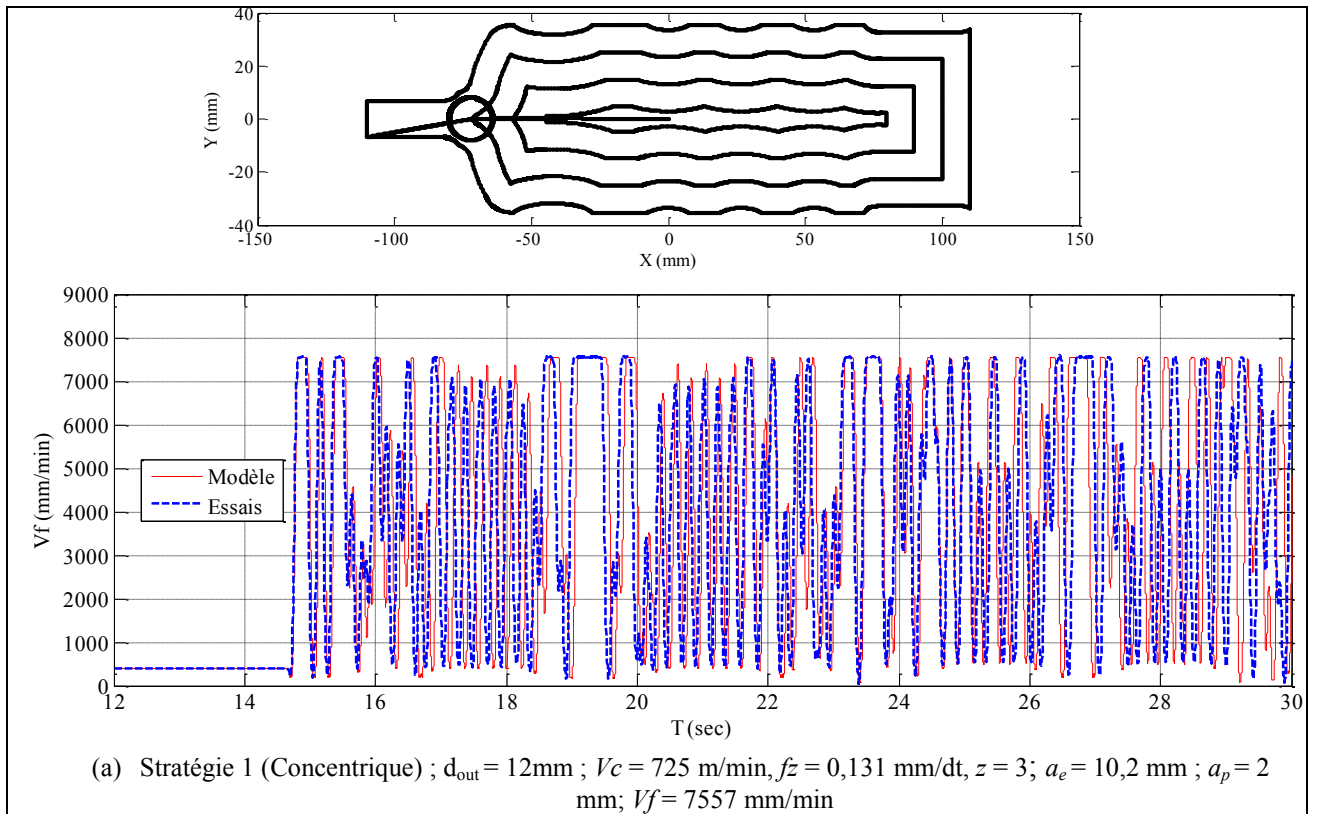


FIGURE 3. 20 : Trajectoire, vitesse d'avance et temps total de cycle ;  $d_{out} = 20\text{mm}$  ;  $V_c = 725\text{ m/min}$  ;  $f_z = 0,196\text{ mm/dt}$  ;  $a_e = 17\text{ mm}$  ;  $a_p = 2\text{ mm}$ .

Afin de vérifier le profil de la vitesse d'avance lors de l'usinage du moule, nous avons superposé les profils théorique et réel. La figure 3. 21 représente le profil de la vitesse d'avance respectivement pour les stratégies concentrique, zigzag et spirale pour un diamètre d'outil égal à 12mm.





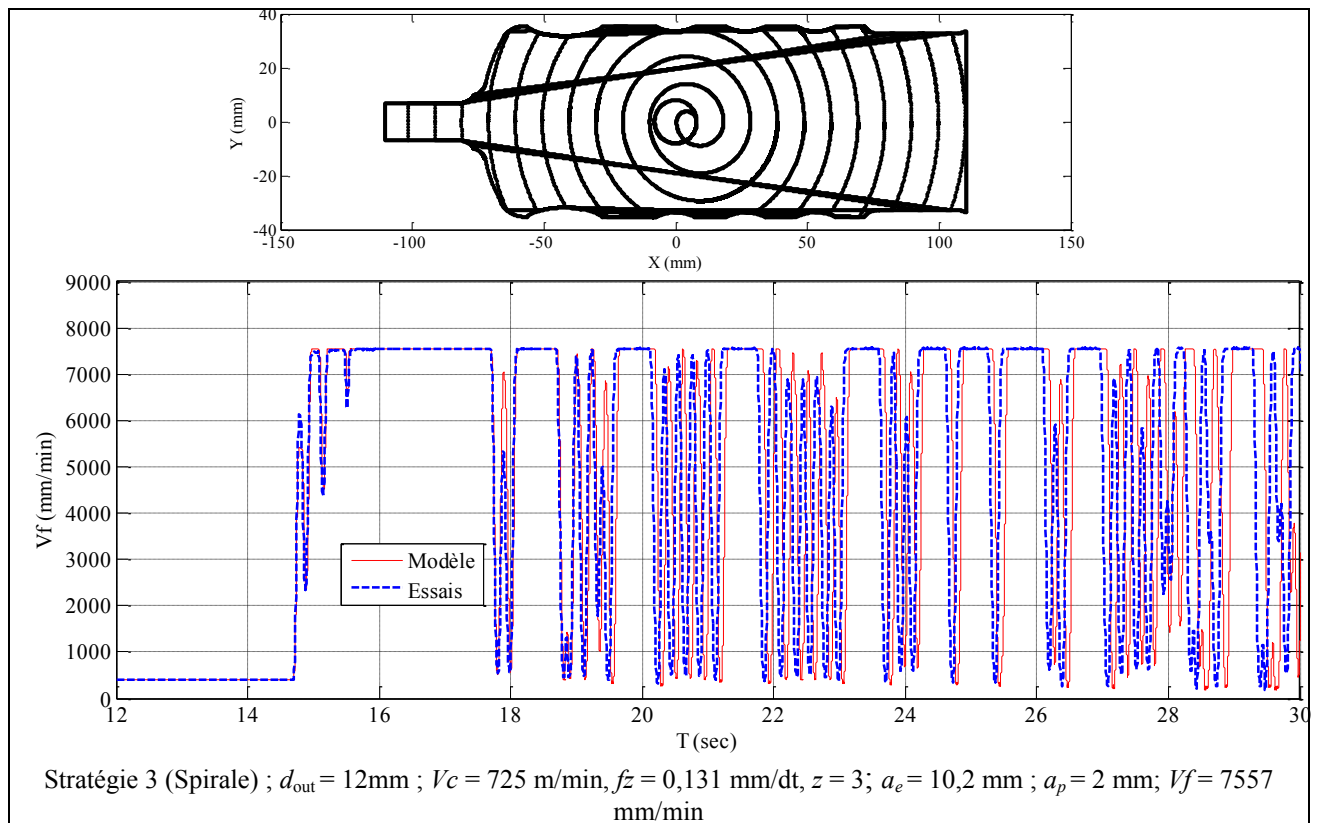
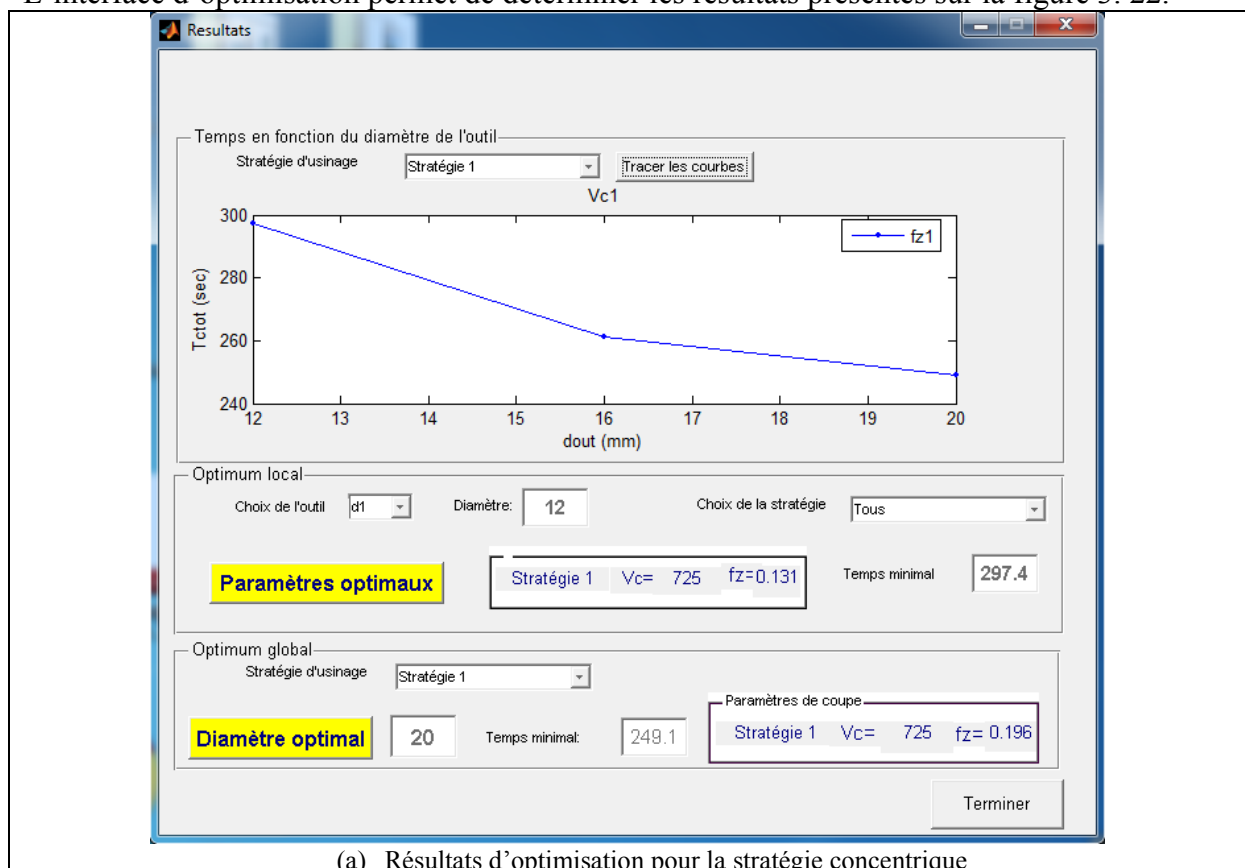
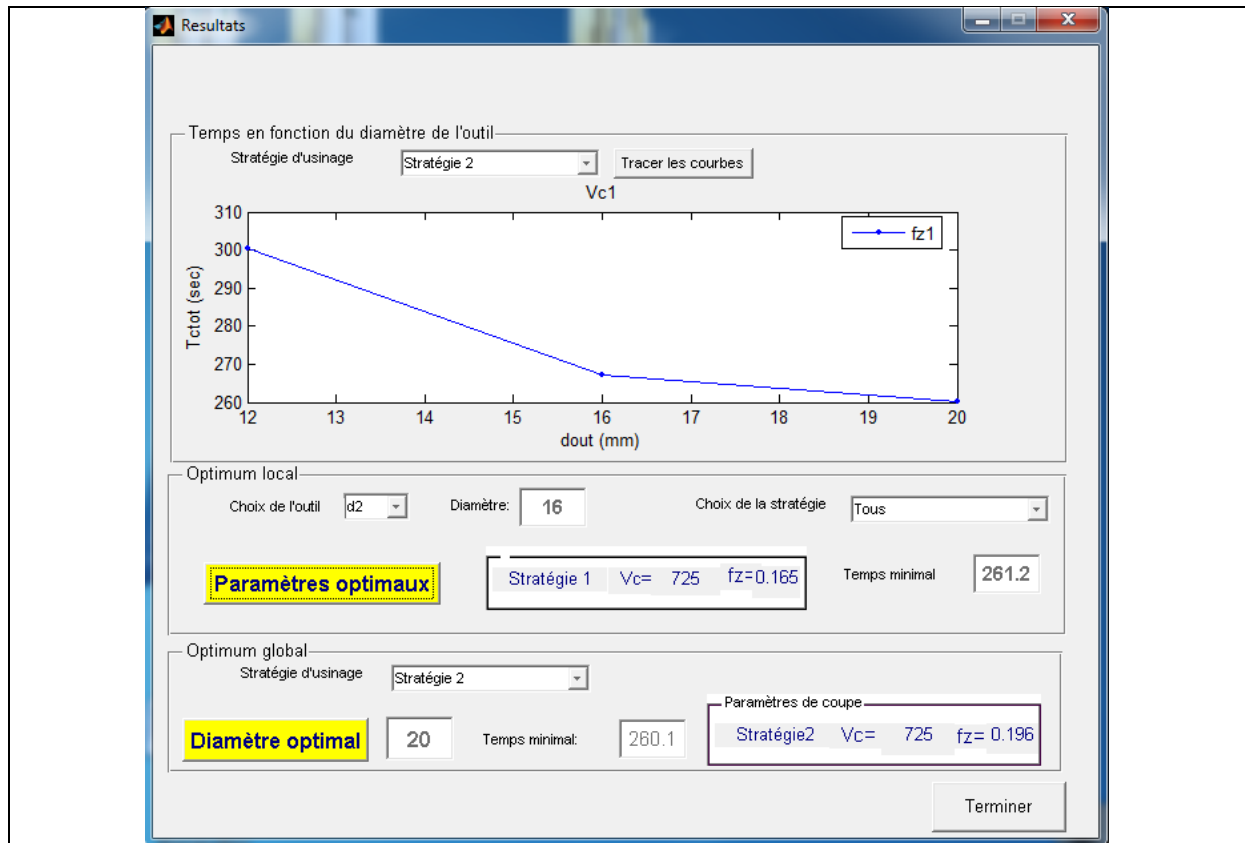


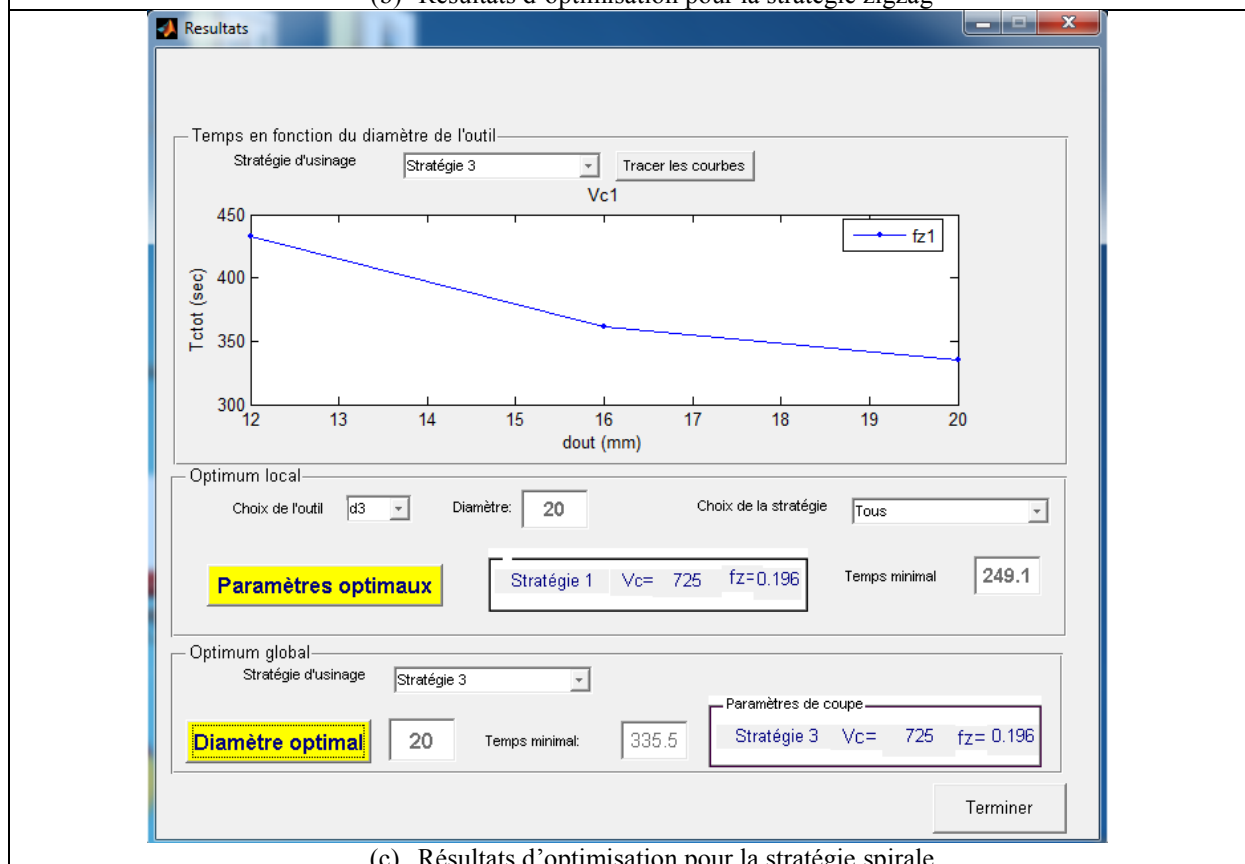
FIGURE 3. 21 : Vitesse d'avance et trajectoire de l'outil pour différentes stratégies.

L'interface d'optimisation permet de déterminer les résultats présentés sur la figure 3. 22.





(b) Résultats d'optimisation pour la stratégie zigzag



(c) Résultats d'optimisation pour la stratégie spirale

FIGURE 3. 22 : Résultats d'optimisation sur l'interface.

L'optimum local consiste à déterminer la stratégie optimale pour chaque outil de coupe. Comme nous pouvons l'observer sur la figure 3. 22, la stratégie 1 (concentrique) est l'optimale pour les outils de diamètre 12, 16 et 20mm. Ceci est présenté respectivement sur la figure 3. 22-a, la figure 3. 22-b et la figure 3. 22-c. À propos l'optimum global, nous devons chercher, tout d'abord, le diamètre optimal pour chaque stratégie puis le diamètre optimal pour toutes les stratégies. Dans la présente application, le temps minimal est obtenu toujours par le plus grand diamètre ( $d_{out}=20\text{mm}$ ).

Le tableau 3. 6 récapitule tous les résultats d'optimisation trouvés dans cette application.

	Stratégie 1 (concentrique)	Stratégie 2 (zigzag)	Stratégie 3 (spirale)	Stratégie optimale	
d1 = 12	$T_{d1S1} = 297,4 \text{ sec}$	$T_{d1S2} = 300,5 \text{ sec}$	$T_{d1S3} = 432,4 \text{ sec}$	Stratégie 1 $T_{d1S1\min} = 297,4 \text{ sec}$	<b>Optimum local</b>
d2 = 16	$T_{d2S1} = 261,2 \text{ sec}$	$T_{d2S2} = 267,3 \text{ sec}$	$T_{d2S3} = 361,8 \text{ sec}$	Stratégie 1 $T_{d2S1\min} = 261,2 \text{ sec}$	
d3 = 20	$T_{d3S1} = 249,1 \text{ sec}$	$T_{d3S2} = 260,1 \text{ sec}$	$T_{d3S3} = 335,5 \text{ sec}$	Stratégie 1 $T_{d1S1\min} = 249,1 \text{ sec}$	
Diamètre optimal	<b>d3 = 20 mm</b> $T_{ctot\min} = 249,1 \text{ sec}$	<b>d3 = 20 mm</b> $T_{ctot\min} = 260,1 \text{ sec}$	<b>d3 = 20 mm</b> $T_{ctot\min} = 335,5 \text{ sec}$	<b>d3 = 20 mm</b> $T_{ctot\min} = 249,1 \text{ sec}$	<b>Optimum global</b>

Tableau 3. 6 : Résultats d'optimisation.

D'après les résultats présentés dans le tableau 3. 6, la stratégie d'usinage en concentrique est l'optimale pour tous les outils utilisés. Nous présentons dans la suite le profil de temps total du cycle réel, simulé et calculé par le logiciel de FAO en fonction du diamètre sur la figure 3. 23.

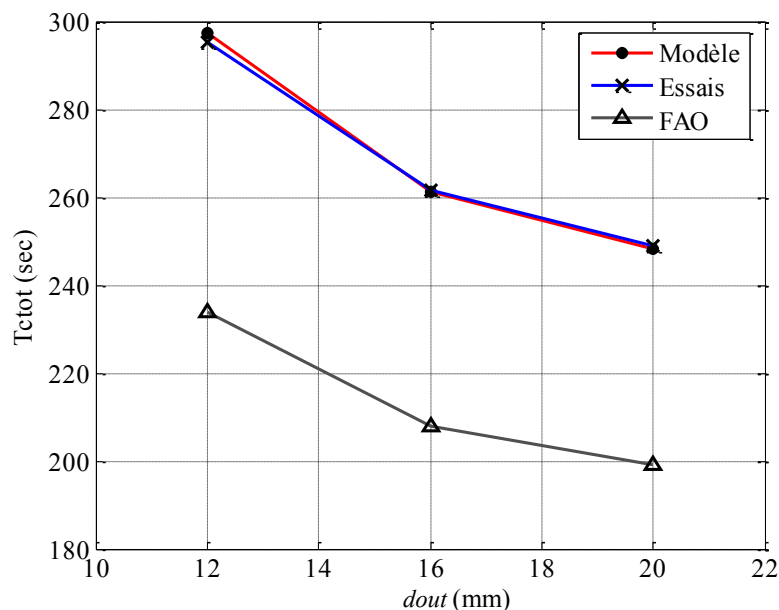


FIGURE 3. 23 : Temps en fonction du diamètre ; Stratégie 1 (concentrique).

Ces résultats montrent une bonne corrélation entre les essais expérimentaux et notre modèle théorique. Il faut souligner que le temps calculé par le logiciel de FAO sous-estime le temps d'usinage réel avec un grand écart. Cet écart est le résultat de la variation de la vitesse d'avance lors d'un processus d'usinage. En effet, le temps d'usinage réel est notamment tributaire des ralentissements de la machine sur les trajets suivis à grande vitesse de déplacement. Il faut signaler aussi l'importance de ce décalage en particulier lors du calcul du coût d'usinage et de l'établissement des devis.

Un coût de fabrication d'une pièce est composé de trois termes, le coût unitaire de fabrication, le coût de réglage par lot et le coût de préparation par pièce. Le coût unitaire de fabrication dépend de plusieurs paramètres tels que le coût machine, le coût de l'outil et le coût de la broche.

Dans cette partie, nous nous limitons uniquement au coût d'usinage qui est fonction du coût machine et du temps de cycle. Ceci dans l'ordre de montrer l'impact de la sous-estimation du temps de cycle sur l'estimation du coût d'usinage. Ce dernier est calculé avec le temps FAO et le temps simulé pour les paramètres optimaux suivants : Stratégie 1 (Concentrique),  $d_{out} = 20$  mm ;  $V_c = 725$  m/min,  $f_z = 0,196$  mm/dt et  $V_{fprog} = 6784$  mm/min.

Le coût d'usinage calculé avec le temps de cycle estimé par le logiciel de FAO est donné par :

$$C_{est} = C_m T_{cFAO} \quad (3.4)$$

Le coût d'usinage calculé avec le temps de cycle simulé est donné par :

$$C_{act} = C_m T_{ctot} \quad (3.5)$$

Avec  $C_m$  est le coût machine par seconde.

Le rapport entre ces deux coûts calculés montre que le coût réel  $C_{act}$  est beaucoup plus élevé que le coût estimé  $C_{est}$ .

$$\eta = \frac{C_{act}}{C_{est}} = \frac{C_m T_{ctot}}{C_m T_{cFAO}} = \frac{T_{ctot}}{T_{cFAO}} \approx 1.3 \quad (3.6)$$

#### 4. Conclusion

Dans ce chapitre nous avons développé un outil informatique, mis en œuvre sur les cas d'une pièce didactique et une autre industrielle.

L'objectif de cette interface est d'automatiser le procédé de l'estimation du temps d'usinage à partir des résultats du chapitre 2 et en s'appuyant sur le fichier NCI issue de la FAO, les paramètres d'usinage et les caractéristiques cinématiques de la machine. Ceci permet d'augmenter la rapidité et la précision de la décision au niveau du bureau des méthodes. Cet outil a permis d'évaluer avec précision la réponse cinématique de la machine sans passer par

des essais réels coûteux et de diminuer le temps d'analyse pour établir la stratégie optimale d'usinage.

L'interface d'optimisation génère une base de données contenant les valeurs des temps de cycle pour différents paramètres de coupe. L'analyse complète des simulations nous permet de déterminer les valeurs optimales de la vitesse de coupe et d'avance par dent, la stratégie optimale d'usinage et le diamètre optimal d'outil.

L'inconvénient de cet outil est le nombre important de fichiers NCI à générer dans le logiciel de FAO afin d'alimenter notre outil informatique. En effet, il est nécessaire de générer un fichier NCI pour chaque configuration d'usinage, selon les diamètres d'outils ou les stratégies employables.

Dans une deuxième partie, une étude de cas sur une pièce didactique a été traitée afin de montrer l'impact de la variation de la vitesse d'avance sur le choix de la stratégie optimale et sur le diamètre de l'outil optimal. Cela devient de plus en plus significatif lorsqu'on augmente la vitesse d'avance programmée. Nous avons observé aussi que la simple réduction de la trajectoire de l'outil ne signifie pas systématiquement la diminution du temps de cycle. De plus, cette partie a montré la généralisation possible du modèle sur les différents types de stratégies d'usinage.

Enfin, une étude théorique et expérimentale a été menée sur une pièce industrielle afin de valider les modèles en comparant les valeurs théoriques données par l'outil informatique et celles obtenues expérimentalement. Les résultats obtenus présentent une bonne cohérence entre les modèles et la réalité. Ceci montre la valeur ajoutée de cet outil informatique dans un contexte industriel.

## Conclusion générale et perspectives

Les travaux de recherche effectués dans le cadre de cette thèse s'inscrivent dans le contexte de l'optimisation des conditions de coupe en fraisage à grande vitesse des pièces de forme complexe sur des centres d'usinage UGV à 3axes. L'objectif était d'identifier le comportement cinématique des axes de ce type de machine pour une valeur d'erreur imposée et de faire une estimation précise du temps de cycle pour n'importe quelle trajectoire générée par un logiciel de FAO. Un outil informatique est développé pour automatiser la détermination de ces résultats et pour mettre en place une méthodologie d'aide aux choix du diamètre de l'outil et de la stratégie d'usinage optimaux.

L'étude théorique permettant d'évaluer le comportement cinématique des axes de la machine pour un trajet quelconque a été élaborée en deux parties. La première partie a été consacrée à une modélisation analytique de la vitesse d'avance avec continuités en tangence. La deuxième partie a consisté à calculer le rayon de raccordement entre deux interpolations linéaire et circulaire en fonction de l'erreur imposée par le bureau des méthodes.

Les modèles analytiques développés ont permis de déterminer l'impact de la valeur d'erreur imposée sur le temps de cycle. En effet, il a été prouvé qu'une faible augmentation de la valeur de l'erreur n'a pas une grande influence sur la réduction du temps de cycle. Nous avons également tracé l'évolution du temps de cycle en fonction du rayon de raccordement et de la valeur de l'erreur imposée.

Afin de vérifier et valider les modèles développés, une première étude expérimentale a été réalisée sur des trajets élémentaires.

Enfin, un outil informatique a été développé permettant d'automatiser le calcul de l'évolution de la vitesse d'avance et l'estimation du temps. Cet outil représente un moyen d'aide à la décision. Il permet d'estimer le temps et le coût d'usinage à partir d'un fichier NCI généré par le logiciel de FAO. A partir d'une série de simulations, une base de données regroupant le temps de cycle total pour différents paramètres est établie. Cette base de données permet de déterminer le diamètre de l'outil et la stratégie d'usinage qui minimisent le temps de cycle. Cet outil est utilisé pour valider les modèles et les méthodologies développées sur des applications didactiques et industrielles.

Suite à ces travaux de thèse, plusieurs perspectives de recherche sont envisagées :

- Actuellement, l'outil informatique développé construit sa base de données à partir d'un fichier NCI généré par Mastercam. Cette procédure permet d'avoir une grande précision au niveau du temps de cycle calculé. En contrepartie, elle nécessite un nombre important de génération de fichiers NCI dans la phase d'optimisation. En effet, en cas de changement du diamètre de l'outil ou bien de la stratégie d'usinage, il faut immédiatement régénérer la nouvelle trajectoire de l'outil. Il semble important que les futurs travaux s'attachent au développement d'un module qui permet d'exprimer la trajectoire de l'outil en fonction du diamètre. Pour répondre à cet objectif, deux méthodes sont envisagées. La première consiste à développer une méthodologie de génération de la trajectoire sans passer par un logiciel de FAO. Cette méthode permettrait de diminuer le temps de préparation mais en contrepartie une différence au niveau de la trajectoire de l'outil aura lieu. Cette différence engendrerait un défaut d'estimation du temps. Afin de travailler avec la trajectoire générée par le logiciel de FAO, la deuxième méthode consisterait à développer un modèle qui décrit la trajectoire de l'outil en fonction du diamètre à partir d'un cas test généré par le logiciel de FAO.
- Pour le calcul du temps d'usinage, il est intéressant d'ajouter le temps de changement de la broche et de l'outil ou bien des plaquettes en intégrant la durée de vie de l'outil et de la broche.
- Les modèles développés traitent l'usinage à trois axes, il serait alors possible de l'adapter à l'usinage à 5 axes et par la suite d'étudier les formes gauches.



## Références bibliographiques

- [Barequet 01]** G. Barequet, M. T. Dickerson, and M. T. Goodrich, Voronoi Diagrams for Convex Polygon-Offset Distance Functions, *Discrete and Computational Geometry*, 25 (2), 271-291, 2001
- [Béarée 05-a]** R. Béarée, P. J. Barre, E. Dumetz, F. Ghestem, Influence du jerk sur le comportement dynamique d'un robot cartésien 3 axes, *Mécanique and Industries*, 16, 439-445, 2005
- [Béarée 05-b]** R. Béarée, prise en compte des phénomènes vibratoires dans la generation de commande des machines-outils a dynamique élevée, Thèse de doctorat, École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers Centre de Lille, 2005.
- [Bieterman 02]** M. Bieterman, Mathematics in manufacturing: New approach cuts milling costs, *SIAM news*, <http://www.siam.org/siamnews/09-01/milling.pdf>, 34 (7),.1-3, 2002
- [Bouaziz 04]** Z. Bouaziz, J. B Younes, A. Zghal Methodology of machining costs evaluation for die and mould manufacturing, *Journal of Materials Processing Technology*, 152, 237-245, 2004.
- [Chatelain 08]** J. F. Chatelain, R. Réjean, R. Mayer, Development of a Spiral Trajectory for High Speed Roughing of Light Alloy Aerospace Components, *Applied and Theoretical Mechanics*, 3 (3), 83-93, 2008
- [Chérif 00]** M. CHERIF., Reconstruction de Modèle CAO à partir des mouvements réels d'une MOCN, *DEA de Génie-Mécanique, IRCCyN, Ecole Centrale de Nantes, Nantes (France)*, 2000
- [Choi 97]** K. B. Choi, H. Kim Bo, Die-cavity pocketing via cutting simulation, *Computer-Aided Design*, 29 (12), 637-646, 1997
- [Choi 99]** B.K. Choi, S.C. Park, A pair-wise offset algorithm for 2D point-sequence curve, *Computer-Aided Design*, 31, 735-745, 1999
- [Chuan 11]** Sh. Chuan, Y. Peiqing, The look-ahead function-based interpolation algorithm for continuous micro-line trajectories, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 54, 649-668, 2011
- [Dépince 06-a]** Ph. Dépince, J. Y. Hascœt, Active integration of tool deflection effects in end milling. Part 1. Prediction of milled surfaces, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 46, 937-944, 2006
- [Dépince 06-b]** Ph. Dépince, J. Y. Hascœt, Active integration of tool deflection effects in end milling. Part 2. Compensation of tool deflection, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 46, 945-956, 2006
- [Dotcheva 05]** M. Dotcheva, H. Millward, The application of tolerance analysis to the theoretical and experimental evaluation of a CNC corner-milling operation, *Journal of Materials Processing Technology*, 170, 284-297, 2005
- [Dugas 02-a]** A. Dugas, Simulation d'usinage de formes complexes, Thèse de doctorat, IRCCYN, Ecole Centrale Nantes, 2002.
- [Dugas 02-b]** A. Dugas, J. J. Lee, J. Y. Hascoët, High speed milling-solid simulation and machine limits, *Integrated Design and Manufacturing in Mechanical Engineering, Kluwer Academic Publishers*, 287-294, 2002.
- [Erkorkmaz 01]** K. Erkorkmaz, Y. Altintas, High speed CNC system design. Part I : jerk limited trajectory generation and quintic spline interpolation, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 41, 1323-1345, 2001.

- [Gara 09] S. Gara, W. Bouzid, M. Hbaieb, Cost and time calculation in rough NC turning, *International Journal of Advanced Manufacturing and Technology*, 40, 971-98, 2009
- [Hatna 98] A Hatna, R J Grieve, P Broomhead, Automatic CNC milling of pockets geometric and technological issues, *Computer integrated Manufacturing systems*, 11, 309-330, 1998
- [Helleno 06] A. L. Helleno, K. Schützer, Investigation of tool path interpolation on the manufacturing of die and molds with HSC technology, *Journal of Materials Processing Technology*, 179, 178-184, 2006.
- [Heng 10] M. Heng,; K. Erkorkmaz,; Design of a NURBS interpolator with minimal feed fluctuation and continuous feed modulation capability. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 50, 281-293, 2010.
- [Hinduja 01] S. Hinduja, A. Roaydi, P. Philimis, G. Barrow. Determination of optimum cutter diameter for machining 2.1/2 D pockets. *International journal of machine tools and manufacture*, 41, 687-702, 2001.
- [Hon 06] K. Hon, B .T. Hang Tuah Baharudin, The Impact of High Speed Machining on Computing and Automation, *International Journal of Automation and Computing*, 1, 63-68, 2006
- [Jeong 98] J. Jeong and K. Kim, Tool Path Generation for Machining Free-Form Pockets using Voronoi Diagrams, *International Journal of Advanced Manufacturing and Technology*, 14, 876-881, 1998
- [Kendu 12] General catalogue, Find out all Kendu's families for machining solutions, Published in 2012.
- [Kim 02] B. H. KIM, B. K. CHOI, « Machining efficiency comparaison direction-parallel tool path with contour-parallel tool path. », *Computer Aided Design*, 34, 89-95, 2002.
- [Kloypayan 02] J. Kloypayan, Y.S Lee. Material engagement analysis of different end mills for adaptive feed rate control in milling process, *Computers in Industry*, 47, 55-76, 2002
- [Kopac 04] P. Krajnik, J. Kopac, Modern Machining of die and mould tools, *Journal of Processing Technology*, 157, 543-552, 2004
- [Lavernhe 06]. S. LAVERNHE, Prise en compte des contraintes associées au couple MO-CN en génération de trajectoires 5 axes UGV, thèse de doctorat, ECOLE NORMALE SUPERIEURE DE CACHAN, 2006
- [Lim 01] T. Lim, J. Corney, J. M. Ritchie and D.E. R. Clark, Optimizing tool selection, *International Journal of Production Research*, 39 (6), 1239-1256, 2001.
- [Liu 07] X. Zh. Liu , J. H. Yong , G. Q. Zheng , J. G. Sun, An offset algorithm for polyline curves, *Computers in Industry*, 58, 240-254, 2007
- [Manuel 96] D. Manuel, M. Liang and F. Kolahan, A dynamic offsetting approach to tool path generation for machining convex pockets, *Computers and Industrial Engineering*, 31 (12), 135-138, 1996.
- [Moneral 03] M. Moneral, C. A. Rodriguez, Influence of tool path strategy on the cycle time of high-speed milling, *Computer- Aided Design*, 35, 395-401, 2003.
- [Msaddek 12] El B. Msaddek, Z. Bouaziz, G. Desein, M. Baili, Optimization of pocket machining strategy in HSM, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 62, 69-81, 2012
- [Othmani 11] R. Othmani, W. Bouzid, M. Hbaieb, Machining time in rough milling, *Journal of Materials Technology*, 53, 113-120, 2011
- [Otkur 07] M. Otkur, I. Lazoglu, Trochoidal milling, *International Journal of*

- Machine Tools and Manufacture*, 47 (9), 1324-1332, 2007
- [Park 00]** S.C. Park, B. K. Choi, Tool-path planning for direction-parallel area milling, *Computer-Aided Design*, 32, 17-25, 2000
- [Park 10]** S. C. Park, M. Chang, Tool path generation for a surface model with defects, *Computers in Industry*, 61 (1), 75-82, 2010,
- [Pateloup 04]** V. Pateloup, E. Duc , P. Ray, Corner optimization for pocket machining, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44, 1343-1353, 2004.
- [Pateloup 05]** V. Pateloup, Amélioration du comportement cinématique des machines-outils UGV – Application au calcul de trajets d'évidement de poches, Thèse de Doctorat, Université Blaise Pascal - Clermont II, 2005
- [Pechard 06]** P. Y. PECHARD, Usinage de pièces de formes complexes: méthode de choix de stratégie d'usinage U.G.V, Mastère, Université Pierre et Marie Curie, 2006.
- [Pessoles 10-a]** X. Pessoles, Aide au choix du posage en usinage 5 axes continus par la modélisation du comportement cinématique des machines – outils, Phd thesis, Université Toulouse 3 Paul Sabatier (UT3 Paul Sabatier), 2010
- [Pessoles 10-b]** X. Pessoles, Y. Landon, W. Rubio, Kinematic modelling of a 3-axis NC machine tool in linear and circular interpolation, *International Journal of Advanced Manufacturing and Technology*, 47, 639-655, 2010.
- [Quinsat 07]** Y. Quinsat, L. Sabourin, Optimal selection of machining direction for three-axis milling of sculptured parts, *International Journal of Advanced Manufacturing and Technology*, 33, 684-692, 2007
- [Rao 06]** V. S. Rao, P. V. M. Rao, Tool deflection compensation in peripheral milling of curved geometries, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46, 2036-2043, 2006
- [Rauch 07]** M. RAUCH, optimisation de la programmation des MOCN-application aux machines a structure parallèle, thèse de doctorat, Ecole Centrale de Nantes, 2007
- [Rauch 09]** M. Rauch, E. Duc, J. Y. Hascœt, Improving trochoïdal tool paths generation and implementation using process constraints modelling, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 49, 375-383, 2009
- [Sai 08]** L. Sai, W. Bouzid, A. Zghal, Chip thickness analysis for different tool motions for adaptive feed rate, *Journal of Materials Processing Technology*, 204, 213-220, 2008
- [Salman 06]** M. Salman, A. Mansor, S. Hinduja , O.O. Owodunni, Voronoi diagram-based tool path compensations for removing uncut material in 2D pocket machining, *Computer-Aided Design*, 38, 194-209, 2006
- [Schulz 97]** H. Schulz, Fraisage à grande vitesse des produits métalliques et non métalliques, Edition originelle allemande 1989, Première édition française 1997 (traduit par Serge Torbaty)
- [Siemens 04].** Fabrication de pièces complexes en fraisage SINUMERIK 810D/840, Manuel – édition 04/2004.
- [Siemens 06]** Manuel de programmation Notions de base, 840D sl/840Di sl/840D/840Di/810D, 2006,
- [Siller 06]** H. Siller, C A. Rodriguez, H. Ahuett, Cycle time prediction in high-speed milling operations for sculptured surface finishing, *Journal of Materials Processing Technology*, 174, 355-362, 2006
- [Sonmez 99]** A. I. Sonmez , A. Baykasoglu , T. Dereli ,I. H. Filiz, Dynamic

- optimization of multipass milling operations via geometric programming, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 39, 297-320, 1999.
- [Suna 01]** G. Suna, C. H. Sequinb, P. K. Wright, Operation decomposition for freeform surface features in process planning, *Computer-Aided Design*, 33, 621-636, 2001
- [Tang 06]** Y. Tang, Optimization strategy in end milling process for high speed machining of hardened die/mold steel, *Journal of University of Science and Technology Beijing*, 13 (3), 240, 2006
- [Tang 08]** Y. Tang, H. Guo, HSM strategy study for hardened die and mold steels manufacturing based on the mechanical and thermal load reduction strategy, *Journal of University of Science and Technology Beijing*, 15 (6), 723-728, 2008
- [Tapie 07-a]** L. Tapie, décomposition topologiques des outillages de forge pour la génération de trajectoires UGV, Ecole Normale Supérieure De Cachan, 2007
- [Tapie 07-b]** L. Tapie, B. K. Mawussi, B. Anselmetti, Circular tests for HSM machine tools : Bore machining application, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47, 805-819, 2007.
- [Toh 05]** C.K. Toh, Design, evaluation and optimisation of cutter path strategies when high speed machining hardened mould and die materials, *Materials and Design*, 26 (6), 517-533, 2005
- [Tounsi 03]** N. Tounsi, T. Bailey, M. A. Elbestawi, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43, 441-451, 2003.
- [Tournier 01]** Ch. Tournier, Contribution à la conception des formes complexes : La surface d'usinage en fraisage 5 axes isocrête, Ecole Normale Supérieure De Cachan, 2001
- [Urbanski 00]** J. P. Urbanski, P. Koshy, , R. C. Dewes, D. K. Aspinwall, High speed machining of moulds and dies for net shape manufacture, *Materials and Design*, 21, 395-402, 2000.
- [Vosniakos 00]** G. Vosniakos, P. Papapanagiotou, Multiple tool path planning for NC machining of convex pockets without islands, *Robotics and Computer Integrated Manufacturing*, 16, 425-435, 2000
- [Wang 12]** L. Wang; J. A. Cao, look-ahead and adaptive speed control algorithm for high-speed CNC equipment. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 63, 705-717, 2012
- [Yan 99]** X. Yan, K. Shirase, M. Hirao, T. Yasui, NC program evaluator for higher machining productivity, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 39, 1563-1573, 1999
- [Zhao 07]** Z. Y. Zhao, C. Y. Wang, H. M. Zhou, Z. Qin, Pocketing toolpath optimization for sharp corners, *Journal of Materials Processing Technology*, 192, 175-180, 2007
- [Zhiwei 13]** L. Zhiwei, F. Jianzhong , H. Yong, G. Wenfeng, A robust 2D point-sequence curve offset algorithm with multiple islands for contour-parallel tool path, *Computer-Aided Design* ,45 (3), 657-670, 2013
- [Zuperl 03]** U. Zuperl, F. Cus. Optimization of cutting conditions during cutting by using neural networks. *Robotics and Computer Integrated Manufacturing*, 19, 189-199, 2003.

## **Conditions de coupe en fraisage à grande vitesse: Effet de la variation de la vitesse d'avance**

### **Résumé :**

Dans le processus de fabrication en fraisage à grande vitesse 'FGV', l'étude de la réaction de la machine au cours de l'usinage est une tâche très délicate et importante. En effet, l'identification du comportement de la machine nécessite la modélisation de la loi de mouvement des axes et de la trajectoire réelle aux niveaux des discontinuités. Le nombre important de discontinuités engendrent une instabilité de la vitesse de déplacement des axes, ce qui implique une augmentation du temps d'usinage et un non-respect de la vitesse d'avance programmée, se traduisant par des problèmes de productivité et une sous-estimation du coût de l'usinage pour l'industriel.

L'objectif de cette thèse est de développer un outil informatique qui permette de calculer la vitesse d'avance et de faire une estimation précise du temps de cycle pour n'importe quelle trajectoire générée par un logiciel de FAO.

Pour ce faire, nous avons déterminé un modèle qui permet d'identifier le comportement cinématique des axes d'un centre d'usinage en FGV pour toute forme de trajectoire. À partir de la modélisation de la variation de la vitesse d'avance, nous avons déterminé le temps réel selon les trajectoires et l'erreur imposée par le bureau des méthodes. Enfin, nous utilisons ces résultats pour mettre en place une méthodologie pour l'aide au choix du diamètre de l'outil et de la stratégie d'usinage.

Afin de valider les modèles et les méthodologies développés, une étude expérimentale a été réalisée sur des applications didactiques et industrielles.

**Mots clés :** Fraisage à grande vitesse - vitesse d'avance – discontinuités - temps cycle - diamètre de l'outil - stratégie d'usinage.

---

## **Cutting conditions in high speed milling: Effect of the variation of the feed rate**

### **Abstract :**

In the context of high speed milling 'HSM', the feed rate does not always reach the programmed value during the machining process which implies an increase of machining time and non-compliance with the programmed feed rate. This phenomenon leads to productivity issues and an underestimation of the cost of machining for the industry.

The aim of this study is to develop a computerised tool in order to automate the determination process of the evolution of the feed rate for an imposed error and the estimation of cycle time and production cost.

To begin with, a modeling approach in order to evaluate feed rate during any type of discontinuity between linear and circular contours in different combination by taking into account the specific machining tolerances is presented. Then, the cycle time will be estimated with a maximum error of 7% between the actual and the prediction cycle time. The proposed method permits to develop a methodology to determine the optimal diameter of the tool and the optimal strategy.

Finally, an industrial application was carried out in order to validate models and to determine the influence of feed rate evolution on the cycle time.

**Key-words:** high speed milling - feed rate – discontinuity - cycle time - diameter of tool - machining strategy.