

N° d'ordre : 2893

THESE

présentée à

L'UNIVERSITE BORDEAUX 1

ECOLE DOCTORALE DES SCIENCES PHYSIQUES ET DE L'INGENIEUR

par

Andrzej KUSIAK

pour obtenir le grade de

DOCTEUR

Spécialité : Sciences du Bois

Caractérisation thermique des outils revêtus en usinage du bois

Soutenue le 26 novembre 2004

Après avis de :

MM.	Rémy MARCHAL	Professeur des Universités, ENSAM Cluny	Rapporteurs
	Jean-Jacques SERRA	Ingénieur HDR, DGA/CTA/LOT/GHF Font Romeu	

Devant la commission d'examen formée de :

MM.	Jean-Christophe BATSALE	Professeur des Universités, ENSAM Bordeaux	
	Jean-Luc BATTAGLIA	Maître de Conférences HDR, Université Bordeaux 1	Rapporteur
	Jean-Luc BODNAR	Maître de Conférences, Université de Reims Champagne-Ardenne	
	Daniel GUITARD	Professeur des Universités, Université Bordeaux 1	Président
	Rémy MARCHAL	Professeur des Universités, ENSAM Cluny	
	Joël RECH	Maître de Conférences, ENISE Saint Etienne	
	Jean-Jacques SERRA	Ingénieur HDR, DGA/CTA/LOT/GHF Font Romeu	

*Le travail présenté dans ce mémoire a été effectué au **Laboratoire Interétablissement “TREFLE” : Transfert-Ecoulements-Fluides-Energetique**, Unité Mixte de Recherche 8508 associée au Centre National de la Recherche Scientifique, à l’Université Bordeaux 1, à l’Ecole Nationale Supérieure des Arts et Métiers et à l’Ecole Nationale Supérieure de Chimie et de Physique de Bordeaux. Le financement a été assuré par le Ministère de l’Education Nationale, de la Recherche et de la Technologie.*

*Je tiens à remercier Monsieur le Professeur **Jean-Rodolphe PUIGGALI** pour m’avoir accueilli au sein de son laboratoire, et m’avoir hébergé dans sa maison d’Odeillo.*

*Je remercie Monsieur le Professeur **Daniel GUITARD** d’avoir présidé mon jury de thèse.*

*J’adresse mes sincères remerciements à Monsieur le Professeur **Rémy MARCHAL** pour le temps qu’il a bien voulu consacrer à l’examen de mon travail en tant que rapporteur, et pour m’avoir accueilli au sein de son équipe au Laboratoire Bourguignon des Matériaux et Procédés.*

*Je remercie vivement Monsieur **Jean-Jacques SERRA**, Ingénieur HDR, qui ma fait l’honneur d’être le rapporteur de ma thèse, et qui m’a accueilli au sein du Groupe des Hauts Flux thermiques d’Odeillo.*

*Je remercie également Messieurs, le Professeur **Jean-Christophe BATSALE**, **Jean-Luc BODNAR**, Maître de Conférence à l’Université de Reims Champagne-Ardenne et **Joël RECH**, Maître de Conférence à l’Ecole Nationale d’Ingénieurs de Saint Etienne, d’avoir accepté de faire partie du jury.*

*Mes remerciements vont enfin tout spécialement vers Monsieur **Jean-Luc BATTAGLIA**, Maître de Conférences HDR à l’Université Bordeaux 1, pour m’avoir confié ce sujet de thèse et m’avoir encadré. Je le remercie pour ses encouragements, ses conseils, sa patience et sa disponibilité, ainsi que ses remarques et ses critiques.*

*Merci **Muriel**, **Sylviane** et **Marian** pour leur aide quotidienne, leur disponibilité et leur grande gentillesse.*

Merci à toute l’équipe du laboratoire “TREFLE” pour son soutien et pour ces trois années passées dans la bonne humeur.

*Merci à Monsieur le Professeur **Daniel GUITARD**, d’avoir financé ma formation en langue Française, en tant que directeur de l’Ecole Doctorale des Sciences Physiques et de l’Ingénieur de l’Université Bordeaux 1.*

Merci à l’équipe “Bois” du Laboratoire Bourguignon des Matériaux et Procédés, pour m’avoir créé de bonnes conditions de travail lors de mes séjours à Cluny.

Merci au Groupe des Hauts Flux thermiques d’Odeillo pour m’avoir initié au monde des lasers et de la mesure du rayonnement infrarouge.

Je remercie bien sûr également mes collègues du laboratoire : thésards et non thésards, pour tous les moments professionnels et non professionnels.

*Un merci spécial à **Jose-Manuel**, pour ses collaborations et les échanges franco-polonais, également un merci spécial à **Frédéric**, pour m’avoir initié à la langue Française, pour son soutien tout au long de ces trois années, et pour les moments que nous avons passés à 3000 m au-dessus du niveau de la mer.*

*Merci à Monsieur le Professeur **Wojciech SOKOLOWSKI** pour m’avoir incité à poursuivre mes études à l’étranger.*

Merci à ma famille pour son soutien durant toutes mes études.

Table des matières

Table des figures	5
Liste des tableaux	13
Nomenclature	15
Introduction générale	19

I. Influence de revêtements sur le comportement thermique des outils en usinage du bois

Introduction	23
Chapitre 1. Généralités sur le matériau bois et son usinage	25
1.1. Caractéristiques particulières du bois en tant que matériau transformé par l'usinage mécanique	25
1.1.1. Structure macroscopique	26
1.1.2. Structure microscopique	28
1.1.3. Processus de coupe du bois	29
1.1.3.1. Directions de coupe	29
1.1.3.2. Efforts de coupe	30
1.1.3.3. Principales formes de copeaux	31
1.2. Outillage et revêtements d'outils	33
1.2.1. Matériaux d'outils utilisés en usinage du bois	34
1.2.2. Amélioration d'outils de coupe par des couches anti-usure	37
1.2.2.1. PVD - dépôt physique en phase vapeur	37
1.2.2.2. CVD - dépôt chimique en phase vapeur	39
1.2.2.3. Comparaison des modes de réalisation et de caractérisation des revêtements	40
1.3. Fonctions d'un revêtement en usinage	40
1.3.1. Types d'usure des outils coupants	40
1.3.2. Effets d'un revêtement apportés au procédé d'usinage	41
1.3.2.1. Aspects mécaniques	41
1.3.2.2. Aspects thermiques	42
1.4. Revêtements pour l'usinage du bois.	44

Chapitre 2. Transferts de chaleur dans un système “dépôt-substrat”	47
2.1. Modélisation d’un système “dépôt-substrat”	47
2.1.1. Modélisation unidirectionnelle.	47
2.1.2. Modélisation 3D axisymétrique.	50
2.2. Influence des caractéristiques du dépôt sur la température en face avant ($z = 0$)	53
2.2.1. Réponse impulsionnelle	53
2.2.2. Réponse indicielle	56
2.2.3. Réponse fréquentielle	57
2.2.4. Analyse des résultats	61
2.3. Représentation de la fonction de transfert à partir de l’opérateur de dérivation d’ordre fractionnaire	62
2.3.1. Modèle 1D pour un mur	63
2.3.2. Modèle 1D pour un bicouche	64
2.3.3. Modèle 3D pour un bicouche	65
2.4. Conclusion	68
Chapitre 3. Estimation du flux de chaleur dans un outil revêtu pendant l’usinage	69
3.1. Méthodes de mesure de la température à l’interface outil-matière en usinage du bois	69
3.1.1. Mesures directes	69
3.1.1.1. Mesures avec contact	69
3.1.1.2. Mesures sans contact	70
3.1.2. Mesures à posteriori	70
3.1.2.1. Produits termosensibles	70
3.1.2.2. Analyse métallurgique	71
3.1.3. Mesures indirectes	71
3.2. Méthode inverse d’estimation du flux de chaleur dans l’outil	71
3.2.1. Mesure de la température dans l’outil	72
3.2.2. Estimation du flux de chaleur dans l’outil pendant l’usinage	74
3.2.2.1. Méthode d’estimation séquentielle avec spécification de fonction.	74
3.2.2.2. Echantillonnage pour la résolution du problème inverse	75
3.2.3. Vers un modèle approprié à la résolution du problème inverse	76
3.3. Approche par identification du système	77
3.3.1. Identification du système	77
3.3.2. Identification du système non entier	79
3.3.2.1. Génération d’une excitation aléatoire	83
3.3.2.2. Reconstruction de la réponse impulsionnelle	84
3.4. Conclusion	84

Chapitre 4. Applications	87
4.1. Utilisation d'un revêtement CrN dans le procédé de déroulage	87
4.1.1. Procédé de déroulage au laboratoire	88
4.1.1.1. Micro-dérouleuse du LaBoMap de l'ENSAM de Cluny	88
4.1.1.2. Outils et matériaux usinés	89
4.1.2. Modèle de comportement thermique des couteaux	90
4.1.2.1. Banc de caractérisation de l'outil	90
4.1.2.2. Identification du système	92
4.1.2.3. Fiabilité de l'identification du système	94
4.1.2.4. Démonstration de l'influence de la mesure non ponctuelle sur le flux estimé	100
4.1.3. Estimation du flux de chaleur en usinage	102
4.1.3.1. Essais d'usinage	102
4.1.3.2. Flux de chaleur moyen estimé	103
4.1.3.3. Température de l'arête de coupe	106
4.1.4. Puissance mécanique consommée en usinage et flux de chaleur dans l'outil	107
4.1.5. Répartition spatiale du flux de chaleur sur la surface sollicitée pendant l'usinage	110
4.2. Test de trois types de revêtements en tournage de MDF	111
4.2.1. Configuration de l'expérience d'usinage par tournage	112
4.2.2. Modèle de comportement thermique de l'outil	113
4.2.2.1. Identification du système	113
4.2.3. Estimation du flux de chaleur dans l'outil pendant l'usinage	116
4.2.4. Rayons des arêtes de coupe	116
4.3. Analyse	120
4.4. Conclusion	121
Conclusion à la première partie	123

II. Caractérisation de revêtements sur un substrat

Introduction	127
Chapitre 5. Méthodes thermiques de caractérisation de couches minces	129
5.1. Méthodes expérimentales en régime transitoire	129
5.1.1. Mesure face avant	129
5.1.2. Méthodes impulsionnelles	130
5.1.3. Méthodes périodiques	131
5.1.3.1. Photoréflexion modulée	131
5.1.3.2. Radiométrie infrarouge	132
5.1.4. Avantages et inconvénients des deux méthodes en régime transitoire	132

Chapitre 6. Reconstruction de la réponse impulsionnelle et de la phase	
par identification de système non entier	137
6.1. Pourquoi reconstruire la réponse impulsionnelle et la phase?	137
6.2. Comment les reconstruire?	137
6.3. Méthodes de reconstruction	139
6.3.1. Méthodes non paramétriques	139
6.3.2. Méthodes paramétriques : modèle entier	142
6.3.3. Méthode paramétrique : modèle non entier	144
6.4. Méthode mathématique d'identification du système non entier	144
Chapitre 7. Premiers résultats expérimentaux	145
7.1. Essai plan chaud	145
7.2. Essais de radiométrie infrarouge	148
7.2.1. Echantillon bicouche papier-aluminium	149
7.2.2. Echantillon bicouche PVC-aluminium	151
7.3. Dispositif expérimental de radiométrie infrarouge développé au TREFLE	157
7.3.1. Excitation	157
7.3.2. Mesure	157
Conclusion à la deuxième partie	159
Perspectives	161
Bibliographie	163
Annexe A. Elements du calcul fractionnaire	173
A.1. Intégrale fractionnaire	173
A.2. Dérivée fractionnaire	174
A.3. Dérivées et integrales fractionnaires des fonctions de Heaviside et de Dirac	175
A.4. Transformée de Laplace de la dérivée non entière d'une fonction	177
Annexe B. Modélisation du transfert de chaleur par diffusion à partir de	
l'opérateur de dérivation fractionnaire-quelques exemples	179
B.1. Milieux semi infinis	179
B.2. Milieux finis	182
B.2.1. Mur plan	182
B.2.2. Cylindre	185
B.2.3. Sphère	187
Annexe C. Résolution d'un problème inverse à partir du modèle d'état	
complet	191

Table des figures

1.	Réponse impulsionnelle d'un système "depot-substrat".	20
1.1.	Section droite du billon.	27
1.2.	Plans de coupe privilèges du bois.	27
1.3.	Organisation cellulaire du bois : a) résineux : a - trachéide dans le bois de printemps, b - trachéide dans le bois d'été, c - canal résinifère, d - rayon ligneux, e - rayon ligneux avec canal résinifère, f - ponctuation assurant des passages intercellulaires ; b) feuillu : g - fibres, h - vaisseaux, i - rayons, j - ponctuations [48].	28
1.4.	Principales directions de coupe du bois. 90-0 R : longitudinale, 90-90 T : transversale, 0-90 T : tangentielle.	30
1.5.	Géométrie d'un couteau simple et les efforts agissants sur son arête. F_x , F_y - les composantes de la force de coupe F_c , α_c - l'angle de dépouille, β_c - l'angle du bec, γ_c - l'angle d'attaque.	31
1.6.	Copeau de Type 1.	32
1.7.	Copeau de Type 2.	32
1.8.	Copeau de Type 3.	33
1.9.	Comparaison des matériaux d'outillage selon leurs propriétés et leur rapport avec les paramètres de coupe [35].	34
1.10.	Flux de chaleur estimé durant l'usinage avec des différents revêtements.	44
2.1.	Représentation schématique de la modélisation d'un mur d'épaisseur e	48
2.2.	Représentation schématique d'un système dépôt sur substrat.	49
2.3.	Représentation schématique d'un système dépôt sur substrat en géométrie 3D.	51
2.4.	Réponse impulsionnelle calculée à partir des fonctions de transfert $H_{1D}(s)$ et $H_{3D}(r=0, z=0, s)$ pour un système "dépôt-substrat" sans résistance thermique à l'interface. Les valeurs numériques sont : $e_d = 10 \mu m$, $\lambda_d = 25 Wm^{-1}K^{-1}$, $\alpha_d = 8.33 * 10^{-6} m^2s^{-1}$, $e_s = 3 * 10^{-3} m$, $\lambda_s = 35 Wm^{-1}K^{-1}$, $\alpha_s = 1.31 * 10^{-5} m^2s^{-1}$, $h = 10 Wm^{-2}K^{-1}$	54
2.5.	Réponse impulsionnelle calculée à partir des fonctions de transfert $H_{1D}(s)$ et $H_{3D}(r=0, z=0, s)$ sans résistance thermique à l'interface. Les valeurs numériques sont : $e_d = 10 \mu m$, $\lambda_d = 0.1 Wm^{-1}K^{-1}$, $\alpha_d = 1 * 10^{-7} m^2s^{-1}$, $e_s = 3 * 10^{-3} m$, $\lambda_s = 10 Wm^{-1}K^{-1}$, $\alpha_s = 1 * 10^{-5} m^2s^{-1}$, $h = 10 Wm^{-2}K^{-1}$	55

2.6.	Réponses impulsionnelles calculées à partir de la fonction de transfert $H_{3D}(r=0, z=0, s)$ sans résistance thermique à l'interface pour différents ratios α_d/α_s . Les valeurs numériques sont : $e_d = 10 \mu m$, $e_s = 3 * 10^{-3} m$, $\lambda_s = 10 Wm^{-1}K^{-1}$, $\alpha_s = 1 * 10^{-5} m^2s^{-1}$, $h = 10 Wm^{-2}K^{-1}$	55
2.7.	Réponses impulsionnelles calculées à partir de la fonction de transfert $H_{3D}(r=0, z=0, s)$ sans résistance thermique à l'interface pour différents ratios e_d/e_s . Les valeurs numériques sont : $\lambda_d = 0.1 Wm^{-1}K^{-1}$, $\alpha_d = 1 * 10^{-7} m^2s^{-1}$, $e_s = 3 * 10^{-3} m$, $\lambda_s = 10 Wm^{-1}K^{-1}$, $\alpha_s = 1 * 10^{-5} m^2s^{-1}$, $h = 10 Wm^{-2}K^{-1}$	56
2.8.	Réponses impulsionnelles calculées à partir de la fonction de transfert $H_{3D}(r=0, z=0, s)$ avec la résistance thermique à l'interface. Les valeurs numériques sont : $e_d = 10 \mu m$, $\lambda_d = 0.1 Wm^{-1}K^{-1}$, $\alpha_d = 1 * 10^{-7} m^2s^{-1}$, $e_s = 3 * 10^{-3} m$, $\lambda_s = 10 Wm^{-1}K^{-1}$, $\alpha_s = 1 * 10^{-5} m^2s^{-1}$, $h = 10 Wm^{-2}K^{-1}$	57
2.9.	Réponses indicielles calculées à partir de la fonction de transfert $H_{3D}(r=0, z=0, s)$ sans résistance thermique à l'interface pour différents ratios α_d/α_s . Les valeurs numériques sont : $e_d = 10 \mu m$, $e_s = 3 * 10^{-3} m$, $\lambda_s = 35 Wm^{-1}K^{-1}$, $\alpha_s = 1.31 * 10^{-5} m^2s^{-1}$, $h = 10 Wm^{-2}K^{-1}$	58
2.10.	Réponses indicielles calculées à partir de la fonction de transfert $H_{3D}(r=0, z=0, s)$ sans résistance thermique à l'interface pour différents ratios α_d/α_s . Les valeurs numériques sont : $e_d = 2 \mu m$, $e_s = 3 * 10^{-3} m$, $\lambda_s = 35 Wm^{-1}K^{-1}$, $\alpha_s = 1.31 * 10^{-5} m^2s^{-1}$, $h = 10 Wm^{-2}K^{-2}$	58
2.11.	Réponses indicielles calculées à partir de la fonction de transfert $H_{3D}(r=0, z=0, s)$ sans résistance thermique à l'interface pour différents ratios e_d/e_s . Les valeurs numériques sont : $\lambda_d = 25 Wm^{-1}K^{-1}$, $\alpha_d = 8.33 * 10^{-6} m^2s^{-1}$, $e_s = 3 * 10^{-3} m$, $\lambda_s = 35 Wm^{-1}K^{-1}$, $\alpha_s = 1.31 * 10^{-5} m^2s^{-1}$, $h = 10 Wm^{-2}K^{-1}$	59
2.12.	Réponses fréquentielles calculées à partir de la fonction de transfert $H_{3D}(r=0, z=0, j\omega)$ sans résistance thermique à l'interface pour différents ratios α_d/α_s . Les valeurs numériques sont : $e_d = 10 \mu m$, $e_s = 3 * 10^{-3} m$, $\lambda_s = 10 Wm^{-1}K^{-1}$, $\alpha_s = 1 * 10^{-5} m^2s^{-1}$, $h = 10 Wm^{-2}K^{-1}$	59
2.13.	Réponses fréquentielles calculées à partir de la fonction de transfert $H_{3D}(r=0, z=0, j\omega)$ sans résistance thermique à l'interface pour différents ratios e_d/e_s . Les valeurs numériques sont : $\lambda_d = 0.1 Wm^{-1}K^{-1}$, $\alpha_d = 1 * 10^{-7} m^2s^{-1}$, $e_s = 3 * 10^{-3} m$, $\lambda_s = 10 Wm^{-1}K^{-1}$, $\alpha_s = 1 * 10^{-5} m^2s^{-1}$, $h = 10 Wm^{-2}K^{-1}$	60
2.14.	Réponses fréquentielles calculées à partir de la fonction de transfert $H_{3D}(r=0, z=0, j\omega)$ avec la résistance thermique à l'interface. Les valeurs numériques sont : $e_d = 10 \mu m$, $\lambda_d = 0.1 Wm^{-1}K^{-1}$, $\alpha_d = 1 * 10^{-7} m^2s^{-1}$, $e_s = 3 * 10^{-3} m$, $\lambda_s = 10 Wm^{-1}K^{-1}$, $\alpha_s = 1 * 10^{-5} m^2s^{-1}$, $h = 10 Wm^{-2}K^{-1}$	60
3.1.	Image infrarouge de la zone de coupe en coupe orthogonale à faible vitesse [88].	70
3.2.	Micro-thermistance [120].	72
3.3.	Courbe d'étalonnage de la thermistance.	73

3.4.	Schéma du dispositif de mesure de la température dans un outil.	74
3.5.	Représentation des distances entre la zone de contact outil-copeau et les positionnements des capteurs.	76
3.6.	Schéma présentant l'obtention du modèle par identification du système.	77
3.7.	Flux de chaleur aléatoire.	83
4.1.	Microdérouleuse du LaBoMap, ENSAM Cluny.	88
4.2.	Procédé de déroulage : 1 - couteau, 2 - billon, 3 - placage, v_a - vitesse angulaire du billon, v_f - vitesse d'avance, F_c - force de coupe appliquée par le couteau, α_c - angle d'attaque, β_c - angle de bec d'outil, γ_c - angle de dépouille.	89
4.3.	Géométrie des couteaux de microdérouleuse.	89
4.4.	Schéma du dispositif de caractérisation de l'outil de déroulage.	91
4.5.	Microrésistance chauffante.	91
4.6.	Données d'identification des modèles du couteau non revêtu ("temp. mes."-température mesurée, "temp. simul."-température simulée, "therm. n°"-numéro de la thermistance).	93
4.7.	Données de validation des modèles du couteau non revêtu ("temp. mes."-température mesurée, "temp. simul."-température simulée, "therm. n°"-numéro de la thermistance).	94
4.8.	Réponses impulsionnelles calculées pour le couteau non revêtu ("therm n°"-numéro de la thermistance).	95
4.9.	Données d'identification des systèmes du couteau revêtu CrN ("temp. mes."-température mesurée, "temp. simul."-température simulée, "therm. n°"-numéro de la thermistance).	96
4.10.	Données de validation des modèles du couteau revêtu CrN ("temp. mes."-température mesurée, "temp. simul."-température simulée, "therm. n°"-numéro de la thermistance).	96
4.11.	Réponses impulsionnelles obtenues pour le couteau revêtu CrN ("therm n°"-numéro de la thermistance).	97
4.12.	Modèle éléments finis du couteau de déroulage avec son porte d'outil.	98
4.13.	Evolution de la température en fonction d'application du flux.	99
4.14.	Température dans l'outil au niveau des capteurs à l'instant final de la simulation, pour trois configuration de la sollicitation par flux.	99
4.15.	Evolution de la température en fonction du coefficient d'échange.	100
4.16.	Evolution de température entre l'arête de coupe et le point de mesure (ici la thermistance n°3).	101
4.17.	Trois positionnements des mesures pour l'estimation du flux à partir du modèle complet discret.	101
4.18.	Analyse de sensibilité du modèle discret à l'erreur de positionnement des mesures.	102
4.19.	Essai de déroulage du bois de chêne.	103

4.20. Températures aux capteurs mesurées pendant un cycle de déroulage du MDF avec l'outil non revêtu ("therm" - thermistance, le chiffre correspond au numéro du capteur). La vitesse de coupe est 0.5 ms^{-1} et l'épaisseur du placage 0.5 mm	104
4.21. Flux de chaleur estimés dans les deux couteaux en déroulage du MDF en fonction de la vitesse de coupe.	104
4.22. Flux de chaleur estimés dans les deux couteaux en déroulage du MDF en fonction de l'épaisseur du placage.	105
4.23. Flux de chaleur estimés dans les deux couteaux en déroulage du chêne en fonction de la vitesse de coupe.	105
4.24. Flux de chaleur estimés dans les deux couteaux en déroulage du chêne en fonction de l'épaisseur du placage.	106
4.25. Champ de températures dans l'outil calculé par la méthode des éléments finis à partir du flux de chaleur estimé pendant un essai de déroulage du MDF avec le couteau non revêtu. Paramètres de coupe : la vitesse de coupe $v_c = 0.5\text{ ms}^{-1}$, l'épaisseur du placage 0.5 mm	107
4.26. Mesure des efforts de coupe pendant l'usinage du MDF. Les paramètres sont : la vitesse de coupe $v_c = 0.5\text{ ms}^{-1}$, l'épaisseur du placage 0.5 mm	108
4.27. Mesure des efforts de coupe pendant l'usinage du chêne. Les paramètres sont : la vitesse de coupe $v_c = 0.5\text{ ms}^{-1}$, l'épaisseur du placage 0.5 mm	108
4.28. Répartition spatiale du flux de chaleur sur l'arête de coupe pendant l'usinage du MDF avec le couteau non revêtu. Les paramètres sont : la vitesse de coupe $v_c = 0.5\text{ ms}^{-1}$, l'épaisseur du placage 0.5 mm	111
4.29. Comparaison du flux de chaleur estimé par inversion à partir des modèles identifiés avec la somme des flux obtenus à partir du modèle discret complet.	112
4.30. Représentation schématique des positions des thermistances dans le porte d'outil.	112
4.31. Configuration de l'expérience de tournage des disques MDF.	113
4.32. Données expérimentales d'identification d'outil de tournage ("temp. mes."-température mesurée, "temp. simu."-température simulée, "n°"-numéro de la thermistance).	114
4.33. Données expérimentales de validation des modèles identifiés pour l'outil de tournage ("temp. mes."-température mesurée, "temp. simu."-température simulée, "n°"-numéro de la thermistance).	115
4.34. Réponses impulsionnelles obtenues à partir des modèles identifiés ("therm n°"-numéro de la thermistance).	115
4.35. Réponses impulsionnelles dans le substrat calculées à partir de la fonction $H_{3D}(r = 0, s)$ pour trois ratios α_d/α_s . Les valeurs numériques sont : $e_d = 5\mu\text{m}$, $e_s = 5 * 10^{-3}\text{ m}$, $\lambda_s = 35\text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, $\alpha_s = 8.33 * 10^{-6}\text{ m}^2\text{s}^{-1}$, $h = 10\text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$	116
4.36. Températures mesurées pendant tournage des disques MDF (1 - température au capteur 1 ; 2 - température au capteur 2).	117

4.37. Flux de chaleur estimés dans l'outil.	117
4.38. Photo de l'empreinte de l'arête de coupe : plaquette revêtue - diamant CVD.	118
4.39. Photo de l'empreinte de l'arête de coupe : plaquette non revêtue.	118
4.40. Photo de l'empreinte de l'arête de coupe : plaquette revêtue - TiAlN.	119
4.41. Photo de l'empreinte de l'arête de coupe : plaquette revêtue - TiN.	119
5.1. Schéma du principe de l'expérience face avant.	130
5.2. Signal obtenu par mesure avec contact dans une méthode impulsionnelle de caractérisation thermique [53].	131
5.3. Signal obtenu après moyennage de 100 signaux expérimentaux lors d'une mesure sans contact dans une méthode impulsionnelle de caractérisation thermique [31].	132
5.4. Phase obtenue lors de la caractérisation par photoréflexion modulée du substrat en acier d'un système bicouche. Trait continu - la courbe théorique, rond - la mesure de phase [34].	133
5.5. Phase obtenue lors de la caractérisation par radiométrie IR d'un échantillon de référence en fer. Trait continu - la courbe théorique, carré - la mesure de phase [34].	133
5.6. Excitation par une impulsion et la réponse en température.	134
5.7. Excitation modulée et la réponse en température - evolution vers le régime périodique établi.	135
6.1. Représentation d'une réponse impulsionnelle avec un domaine de confiance homogène.	138
6.2. Densité spectrale de puissance des signaux d'excitation.	138
6.3. Séquence pseudo aléatoire de flux d'amplitude 0.1.	139
6.4. Séquence d'un bruit Gaussien.	140
6.5. Séquence modulée en fréquences.	140
6.6. Imperfections de mesure d'un signal carré réel.	143
7.1. Schéma du principe de la méthode du plan chaud.	146
7.2. Données expérimentales d'un essai de caractérisation d'un bicouche PVC sur acier.	146
7.3. Réponse impulsionnelle reconstruite pour le système PVC-acier - comparaison avec celle obtenue analytiquement.	148
7.4. Phase reconstruite pour le système PVC-acier - comparaison avec celle obtenue analytiquement.	149
7.5. Données expérimentales d'un essai de caractérisation d'un système bicouche papier sur aluminium.	150
7.6. Réponse impulsionnelle reconstruite pour le système papier-aluminium.	150
7.7. Phase reconstruite pour le système papier-aluminium.	151
7.8. Comparaison des données expérimentales avec les données simulées par le modèle d'erreur de sortie, système papier-aluminium.	152

7.9.	Diagram de Bode obtenu à partir du modèle d'erreur de sortie pour le système papier-aluminium.	152
7.10.	Réponse impulsionnelle obtenu à partir du modèle d'erreur de sortie pour le système papier-aluminium.	153
7.11.	Données expérimentales d'un essai de caractérisation d'un système bicouche PVC sur aluminium.	154
7.12.	Réponse impulsionnelle reconstruite.	154
7.13.	Phase reconstruite pour un bicouche PVC sur aluminium.	155
7.14.	Comparaison des données expérimentales avec les données simulées par le modèle d'erreur de sortie pour un bicouche PVC sur aluminium.	155
7.15.	Diagram de Bode obtenu à partir du modèle d'erreur de sortie, bicouche PVC sur aluminium.	156
7.16.	Réponse impulsionnelle obtenu à partir du modèle d'erreur de sortie pour un bicouche PVC sur aluminium.	156
7.17.	Schéma de la partie excitation du montage expérimental.	157
7.18.	Schéma de mesure de rayonnement infrarouge.	158
A.1.	Calcul de la dérivée et de l'intégrale de $f(t)$ étant la fonction de Heaviside où $\tau = 1$. Comparaison avec le calcul discret de Grünwald, la pas d'échantillonnage $\Delta t = 0.04$	176
A.2.	Dérivée d'ordre $\frac{1}{2}$ de la fonction de Heaviside et les écarts pour différents pas d'échantillonnage.	176
B.1.	Transfert de chaleur par diffusion dans les milieux semi infinis plan, cylindrique (rayon R), et sphérique (rayon R), homogènes, de conductivité λ et de diffusivité α	179
B.2.	Réponses impulsionnelles pour les milieux semi infinis calculés à partir des fonctions de référence et des modèles non entiers. Les valeurs numériques sont : $\lambda_s = 10 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, $\alpha = 1 * 10^{-5} \text{ m}^2\text{s}^{-1}$, $R = 10^{-2} \text{ m}$, $l = 1 \text{ m}$, $S = 1 \text{ m}^2$	182
B.3.	Transfert de chaleur 1D dans un mur (épaisseur e , surface S), une sphère (rayon b) et un cylindre (rayon a , longueur l), homogènes, de conductivité λ et de diffusivité α . La face $x = 0$ est soumise au flux $\phi(t)$	184
B.4.	Réponses impulsionnelles du mur plan d'épaisseur e calculées à partir du modèle de référence et des modèles non entiers réduits d'ordre $N = 1$ et $N = 2$. Les valeurs numériques sont : $\lambda_s = 10 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, $\alpha = 1 * 10^{-5} \text{ m}^2\text{s}^{-1}$, $e = 10^{-2} \text{ m}$	185
B.5.	Approximation de la fonction $f(s)$ en fonction de l'ordre de troncature Q des séries.	186
B.6.	Réponses impulsionnelle du cylindre calculées à partir de la fonction de référence et du modèle non entier réduit d'ordre $N = 4$. Les valeurs numériques sont : $\lambda_s = 10 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, $\alpha = 1 * 10^{-5} \text{ m}^2\text{s}^{-1}$, $a = 10^{-2} \text{ m}$, $l = 1 \text{ m}$	187

B.7. Réponse impulsionnelle de la sphère calculée à partir de la fonction de référence
et du modèle non entier réduit d'ordre $N = 8$. Les valeurs numériques sont :
 $\lambda_s = 10 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, $\alpha = 1 * 10^{-5} \text{ m}^2\text{s}^{-1}$, $b = 0.5 \text{ m}$ 188

Liste des tableaux

2.1. Valeurs de premiers paramètres de l'expression fractionnaire de la fonction de transfert dans un bicouche.	66
4.1. Paramètres des modèles de comportement thermique du couteau non revêtu. .	93
4.2. Paramètres des modèles de comportement thermique du couteau revêtu CrN. .	95
4.3. Valeurs de surface pour les simulations.	98
4.4. Comparaison des valeurs de flux de chaleur dans l'outil et la puissance mécanique durant le déroulage du MDF.	109
4.5. Comparaison des valeurs de flux de chaleur dans l'outil et la puissance mécanique durant le déroulage du chêne.	109
4.6. Paramètres des modèles identifiés pour l'outil de tournage.	114
7.1. Paramètres du modèle non entier identifié pour le système PVC-acier.	147
7.2. Paramètres du modèle non entier identifié pour le système papier-aluminium. .	149
7.3. Paramètres du modèle non entier identifié pour un bicouche PVC sur aluminium.	153
B.1. Représentation non entière des solutions analytiques de diffusion 1D dans les milieux semi infinis.	181
B.2. Représentation non entière des solutions analytiques de diffusion 1D dans les milieux finis.	183
B.3. Valeurs de bornes des séries dans la relation B.49 selon la géométrie étudiée. .	189

Nomenclature

A	matrice d'état ($N \times N$)
A	section de copeau non déformée [m^2]
A_c	surface de contact outil-copeau [m^2]
a_n, b_n	paramètres du modèle
a	rayon du cylindre fini [m]
B	matrice d'entrée ($N \times P$)
b	rayon de la sphère finie [m]
C	matrice de sortie ($M \times N$)
C_p	matrice des capacités ($N \times N$)
$C(j\omega)$	fonction de cohérence
e	épaisseur [m]
$e(t)$	erreur de mesure à l'instant t [K]
E	matrice des résidus
F_c	force de coupe [N]
F_f	force tangentielle à la surface de coupe [N]
F_x	composante de la force de coupe [N]
F_y	composante de la force de coupe [N]
f	fréquence [Hz]
H	matrice de régression
H	fonction de transfert
h	coefficient d'échange convectif [$Wm^{-2}K^{-1}$]
$h(t)$	réponse impulsionnelle
k_c	pression spécifique [Nm^{-2}]
K	nombre d'échantillons de mesures
l	longueur [m]

M	nombre de mesures dans le modèle éléments finis
N	nombre de noeuds dans le modèle éléments finis
P	nombre d'entrées dans le modèle éléments finis
q_f	densité de flux de chaleur de frottement [Wm^{-2}]
$\mathbf{U}(t)$	vecteur de sollicitations
$\hat{\mathbf{U}}(t)$	vecteur de sollicitations estimé
v_c	vitesse de coupe [ms^{-1}]
v_f	vitesse d'avance [$mtour^{-1}$]
v_a	vitesse angulaire [$rad s^{-1}$]
V	tension électrique [V]
$Y(t)$	mesure de la température à l'instant t [K]
\mathbf{Y}	matrice de mesures
R_c	résistance thermique de contact [$W^{-1}m^2K$]
R, r	rayon [m]
r	nombre de pas de temps futurs
S	surface [m^2]
$S(j\omega)$	inter densité spectrale (cas particulière densité spectrale de puissance d'un signal)
s	variable de Laplace
$T(t)$	température à l'instant t [K]
t	temps [s]

Symboles grecs

α_k	variable de Hankel
α	diffusivité thermique [m^2s^{-1}]
α_c	angle de dépouille [deg]
β_c	angle du bec [deg]
γ_c	angle d'attaque [deg]
α_n, β_n	paramètres du modèle non entier
$\varepsilon(t)$	résidu à l'instant t
Δt	pas d'échantillonnage [s]
Δ_h^ν	accroissement non entier d'ordre ν

$\Delta_{\alpha,\beta}$	écart sur les paramètres du modèle
$\delta(t)$	impulsion de Dirac
λ	conductivité thermique [$Wm^{-1}K^{-1}$]
$\phi(t)$	flux de chaleur [W]
$\hat{\phi}(t)$	flux de chaleur estimé [W]
$\varphi(t)$	densité de flux de chaleur [Wm^{-2}]
$\psi(j\omega)$	phase [deg]
ω	pulsation [$rad s^{-1}$]
σ_y	écart type sur la mesure de y
θ	vecteur de paramètres
$\hat{\theta}$	vecteur de paramètres estimés
ξ,ζ	ordres de dérivation
ν,μ	ordres de dérivation, intégration

Fonctions et opérateurs spéciaux

$D^\nu f(t)$	opérateur de dérivation d'ordre ν de la fonction $f(t)$
$I^\nu f(t)$	opérateur d'intégration d'ordre ν de la fonction $f(t)$
\mathcal{F}	transformée de Fourier
\mathcal{L}	transformée de Laplace
Γ	fonction gamma
I_n	fonction de Bessel modifiée de première espèce, d'ordre n
J_n	fonction de Bessel de première espèce, d'ordre n
K_n	fonction de Bessel modifiée de seconde espèce, d'ordre n

Indices et exposants

d	dépôt
$diff$	diffusion
e	face arrière
f	fin des itérations
h	indice de l'espace de Hankel
i,j,l,n	indices des itérations

<i>moy</i>	moyenne
M, L, M_0, L_0	bornées de sommations des séries du modèle non entier
<i>s</i>	substrat
<i>sond</i>	sonde
$1D, 3D$	indices de dimensions
0	face avant

Abréviations

ARX	AutoRegressive with eXternal input - Auto Régressif eXogène
ARMA	AutoRegressive Moving Average - Auto Régressif à Moyenne Ajustée
ARMAX	AutoRegressive Moving Average with eXternal input - Auto Régressif à Moyenne Ajustée avec l'entrée eXogène
OE	Output Error - Erreur de Sortie
PSD	Power Spectral Density - Densité Spectrale de Puissance

Introduction générale

Ce travail s'inscrit dans les activités du groupe "Thermocinétique et Caractérisation" du laboratoire "TREFLE" : Transfert-Ecoulements-Fluides-Energetique, UMR CNRS 8508. Le contexte scientifique de ce travail concerne la caractérisation à différentes échelles d'observation de revêtements d'outil. Le contexte d'applications industrielles concerne plus particulièrement l'usinage primaire de matériaux à base de bois.

Le domaine d'usinage est l'un des domaines industriels où les revêtements durs sont très répandus. Ils permettent d'augmenter de manière significative la durée de vie des outils de coupe. En effet, l'opération d'usinage relativement simple en principe de fonctionnement, met en jeu des phénomènes physiques extrêmement complexes et couplés (mécaniques, thermiques et physicochimiques).

L'idée très répandue dans la littérature mécanicienne attribue au revêtement d'outil un rôle de "barrière thermique". Les premières investigations sur cette thématique menées au laboratoire en coupe métallique réfutent une telle influence. Pour cela dans la première partie de ce manuscrit nous nous intéressons à évaluer l'influence de revêtements d'outil sur son comportement thermique durant l'usinage de matériaux hétérogènes et isolants tels que le bois et ses dérivés. Ce travail, plus particulièrement sa partie expérimentale, est réalisé en collaboration étroite avec le Laboratoire Bourguignon des Matériaux et Procédés de l'ENSAM de Cluny.

Par ailleurs, les "performances" d'un dépôt dépendent de ses caractéristiques thermophysiques et plus particulièrement celles relatives à l'adhérence du dépôt sur le substrat. C'est pourquoi, dans la seconde partie de ce mémoire nous abordons la problématique de la caractérisation de revêtements, sujet déjà assez largement traité dans la littérature. Une collaboration avec le Groupe des Hauts Flux thermiques de la DGA (La Délégation Générale pour l'Armement) à Odeillo ayant l'expérience dans ce domaine nous permet d'obtenir les premiers résultats expérimentaux.

Ces deux sujets font appel à la caractérisation aux échelles de temps et d'espace différentes : plusieurs décades de secondes pour le premier et inférieure à quelques millisecondes pour le deuxième (voir figure 1). Pour ces deux échelles d'observation, nous allons utiliser une méthodologie de caractérisation des systèmes basée sur

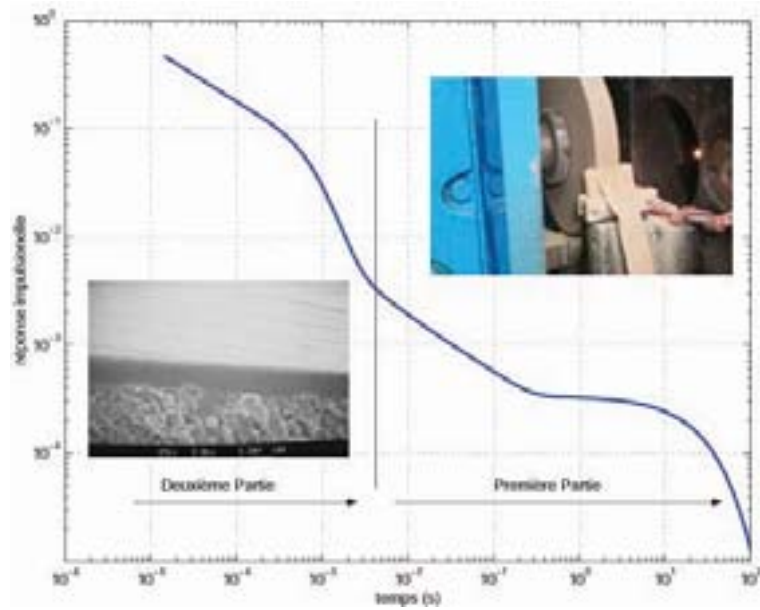


FIG. 1. Réponse impulsionnelle d'un système "depot-substrat".

l'identification de leur comportement thermique au cours du temps. Cette méthode est développée depuis plusieurs années par l'équipe "Thermocinétique et Caractérisation" en collaboration avec d'autres laboratoires du campus bordelais, dans le domaine de l'identification de systèmes (équipe CRONE - Commande Robuste d'Ordre Non Entier du Laboratoire d'Automatique et Productique à l'Université Bordeaux 1) et dans le domaine expérimental (laser - Centre de Physique Moléculaire et Hertzienne à l'Université Bordeaux 1 et dépôt de couches minces - Institut de Chimie et de Matière Condensée de Bordeaux).

Première partie I

Influence de revêtements sur le
comportement thermique des outils en
usinage du bois

Introduction

Le but de cette première partie est d'évaluer l'influence de revêtements sur le comportement thermique de l'outil durant l'usinage du matériau bois et de ses dérivés. Pour atteindre cet objectif une des grandeurs thermiques : température ou flux de chaleur dans l'outil doit être déterminée. En effet, la mesure directe de la température dans l'outil est peu fiable et peut représenter que les valeurs inférieures de la vraie température sur la surface sollicitée. Cette température peut être recalculée à posteriori à partir du flux de chaleur dans l'outil. La démarche entreprise dans ce travail consiste donc à estimer le flux de chaleur dans des outils revêtus.

L'organisation de ce travail est la suivante :

Dans un premier temps (au chapitre 1) nous décrivons les particularités du bois tant que matériau soumis à l'usinage mécanique. Ensuite nous présentons les outils de coupe et leur amélioration par des revêtements. Les généralités sur les couches minces et leur élaboration sont présentées. Nous discutons le rôle d'un revêtement en usinage et abordons l'aspect thermique de son influence.

Au chapitre 2 nous présentons la modélisation du transfert de chaleur dans un système "dépôt-substrat", d'abord en géométrie unidimensionnelle et puis en tridimensionnelle axisymétrique. L'influence du dépôt du point de vue thermique est démontrée par une étude de sensibilité. Le développement de la fonction de transfert de référence sous une forme fractionnaire est montré.

Au chapitre 3, nous décrivons la méthode inverse pour estimer le flux de chaleur dans l'outil. L'approche pour obtenir un modèle du comportement thermique linéaire et transitoire du système réel est aussi présentée.

Dans le dernier chapitre de cette partie nous présentons les résultats des applications de nos démarches aux essais d'usinage.

Chapitre 1

Généralités sur le matériau bois et son usinage

Le bois, matériau d'origine biologique est présent sous formes multiples partout dans notre entourage. Il est utilisé par des voies très différentes. La sylviculture fournit deux principaux types du bois classés selon sa destination : **le bois d'oeuvre** et **le bois d'industrie**.

Le classement général d'exploitation du bois comprend :

- **La première transformation** : du bois d'oeuvre - sciage, déroulage, tranchage ; du bois d'industrie - pâtes de bois, panneaux de particules et panneaux de fibres.
- **La seconde transformation** : du bois d'oeuvre - ameublement, menuiserie, charpente, panneaux contreplaqués ; du bois d'industrie - production de papiers et cartons.

A part de certaines applications dans lesquelles le bois est traité par des technologies chimiques le processus principal de transformation de ce matériau consiste à changer sa forme par la coupe mécanique. C'est ici où les outils coupants interviennent, où ils exercent des efforts de coupe et où ils s'émeussent.

Le but de ce chapitre est de présenter les particularités du domaine d'usinage du bois. D'abord, nous présentons les notions sur la structure du bois, puis son rapport avec la coupe est évoqué. Nous apportons aussi les informations principales sur l'outillage et l'amélioration de ses performances par l'application de revêtements durs. Le rôle du revêtement en usinage est discuté s'appuyant sur les résultats obtenus en coupe métallique. Nous terminons ce chapitre par la présentation de revêtements rencontrés en usinage du bois et de ses dérivés.

1.1. Caractéristiques particulières du bois en tant que matériau transformé par l'usinage mécanique

Les conditions de travail des outils utilisés pour l'usinage du bois ne sont pas les mêmes que ceux utilisés pour l'usinage des métaux. Cette différence est provoquée par les caractéristiques particulières du matériau bois.

Le bois est le matériau à structure ligneuse provenant d'une matière vivante. Partant de l'échelle macro à l'échelle micro le bois peut être classé en six principaux niveaux :

- Arbre (m)
- Cernes annuels de croissance (mm)
- Cellules (μm)
- Paroi de cellule ($\sim 10\text{ nm}$)
- Micro fibrille (nm)
- Molécules ($< 1\text{ nm}$)

L'arbre comprend des racines, un tronc et des branches. Bien évidemment toutes les parties de l'arbre trouvent des applications, mais c'est la grume obtenue après abattage de l'arbre le produit principal.

1.1.1. Structure macroscopique

Une section transversale de la grume (voir figure 1.1) dévoile plusieurs éléments de structure macroscopique tels que [48, 62, 64] :

- Ecorce externe - couche protectrice
- Liber - couche spongieuse qui assure conduction de la sève des branches vers les racines
- Cambium - partie vivante de l'arbre qui développe du bois vers l'intérieur et du liber à l'extérieur
- Xylème - partie formée de couches concentriques correspondants aux accroissements saisonniers : les cernes annuels de croissance.

Un cerne annuel comprend deux parties : le bois initial (ou bois de printemps) qui est produit au début de la période végétative et le bois final (ou bois d'été) qui est produit à la fin de la période végétative.

Dans l'ensemble du xylème deux zones sont distinguées :

- Bois d'aubier - occupant les couches externes qui sont composés de cellules vivantes conductrices de la sève des racines vers les branches
- Bois de duramen - occupant l'intérieur de la grume formé de cellules ne contribuant plus à la circulation de la sève, c'est l'élément qui constitue le soutien mécanique de l'arbre.

L'aubier et le duramen peuvent être distingué par plus ou moins marquée différence de coloration.

Le bois, matériau provenant de l'arbre qui pousse en hauteur et croît en diamètre est un matériau anisotrope. Son comportement varie donc selon la direction considérée. Pour illustrer l'anisotropie macroscopique du bois il est commode de l'observer suivant de trois plans privilégiés (figure 1.2).

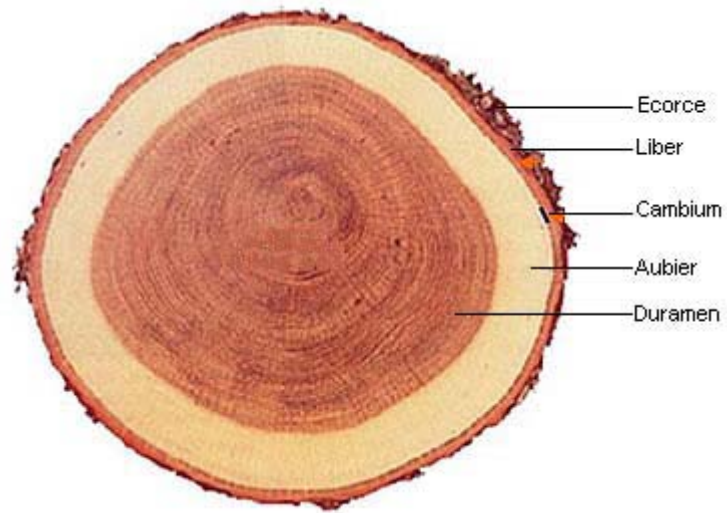


FIG. 1.1. Section droite du billon.

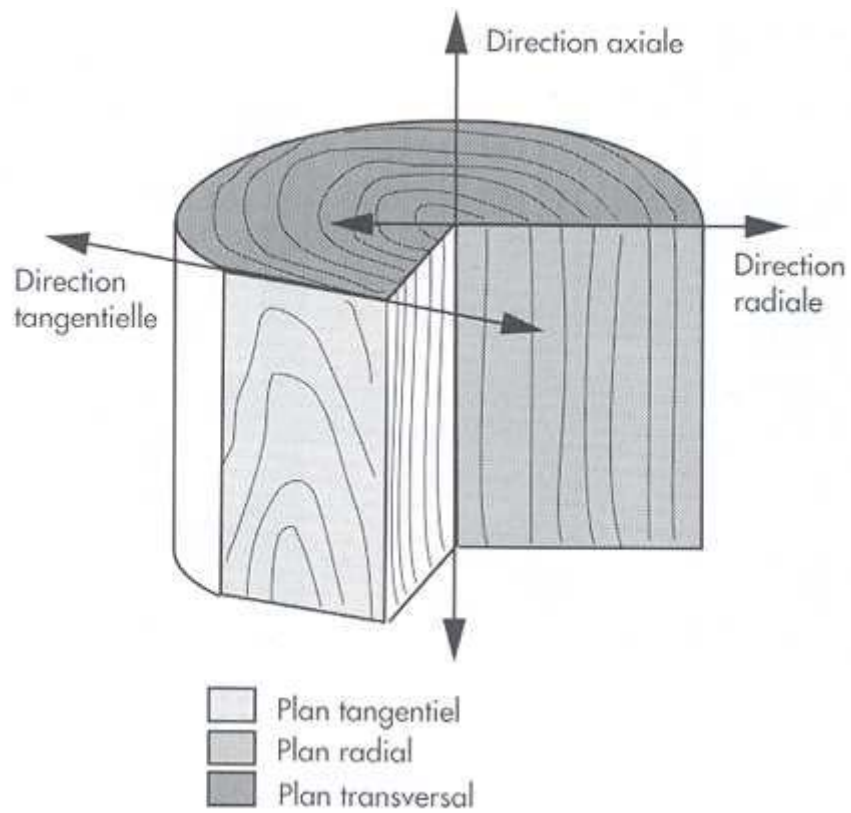


FIG. 1.2. Plans de coupe privilèges du bois.

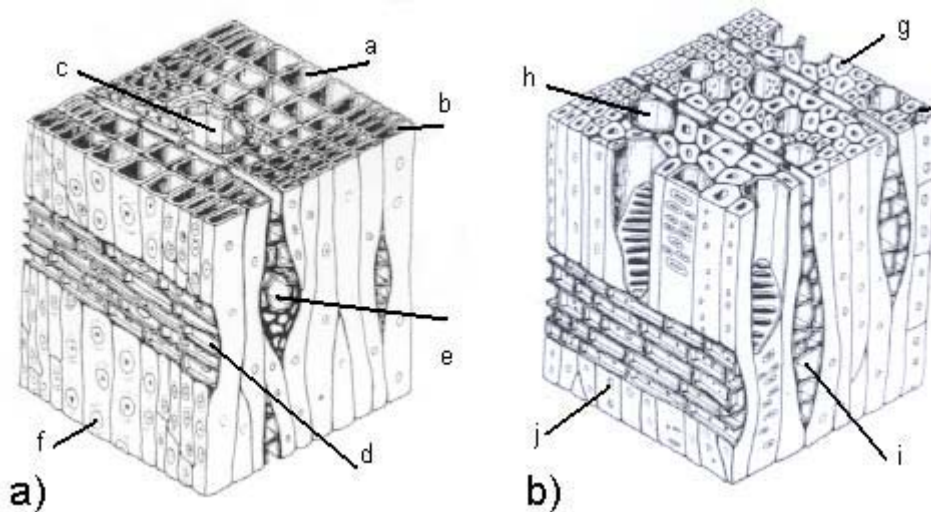


FIG. 1.3. Organisation cellulaire du bois : a) résineux : a - trachéide dans le bois de printemps, b - trachéide dans le bois d'été, c - canal résinifère, d - rayon ligneux, e - rayon ligneux avec canal résinifère, f - ponctuation assurant des passages intercellulaires ; b) feuillu : g - fibres, h - vaisseaux, i - rayons, j - ponctuations [48].

La section transversale révèle la présence, régularité, largeur et composition des couches d'accroissement, distinction éventuelle entre l'aubier et le duramen, présence éventuelle de certaines anomalies (excentricité du coeur, fentes etc.) et les sections droites des cellules ligneuses.

L'examen de la section radiale permet l'observation essentiellement des rayons ligneux qui assurent la conduction radiale de fluides et les sections longitudinales de cellules ainsi que certains d'autres éléments observés en section transversale, par exemple les zones de croisements annuels.

La section tangentielle autorise l'observation des limites de cernes ainsi que elle révèle les sections droites des rayons ligneux.

1.1.2. Structure microscopique

L'investigation à l'échelle microscopique permet d'observer l'organisation cellulaire du bois. Les principaux types de cellules suivant d'espèce du bois sont présentés sur la figure 1.3, [48].

Les cellules du bois jouent quatre principales fonctions :

- Conduction longitudinale : chez les résineux les trachéides, chez les feuillus les vaisseaux
- Conduction transversale : les cellules de parenchyme radial de rayons ligneux
- Soutien mécanique : les trachéides pour les résineux et les fibres pour les feuillus
- Stockage : les tissus de parenchyme radial (rayons ligneux) et longitudinal

La communication entre les différents éléments du bois se déroule au travers de parois cellulaires à l'aide de ponctuations - les ouvertures de faibles dimensions.

Les parois cellulaires sont formées de quatre couches concentriques : d'une paroi primaire de très faible épaisseur ($0.1 \mu m$) et de trois couches secondaires, dont l'interne est la plus épaisse. Des variations entre de différents types de cellules existent, toutefois l'ordre général est comme indiqué.

Du point de vue chimique, la paroi cellulaire est constituée de polysaccharides tels que la cellulose et les hémicelluloses. La cellulose forme de longues chaînes reliées transversalement par des liaisons hydrogènes. Ces liaisons donnent lieu à une formation des zones ordonnées appelées cristallites. Principalement, on retrouve la cellulose sous forme de micro fibrilles dans la paroi secondaire. Les micro fibrilles jouent le rôle de squelette et assurent une forte résistance mécanique du bois dans le sens longitudinal. Les chaînes de cellulose non ordonnées décident sur les propriétés hygroscopiques du bois.

Le squelette de micro fibrilles est noyé dans une matrice de hémicelluloses qui forment les chaînes plus courtes.

Les cellules sont reliées entre elles par des couches amorphes de lignine. La lignine imprègne aussi les couches de la paroi.

Cette structure complexe de la paroi cellulaire, la variabilité et l'organisation de cellules au sein du matériau confèrent au bois des propriétés mécaniques et hygroscopiques anisotropes. Il est aussi bien évident que les dérivés du matériau bois n'auront pas de propriétés homogènes.

La description présentée ci-dessus comprend la structure du bois dit "normal". Nous n'avons pas évoqué les défauts et les anomalies toujours présentes tant que c'est le matériau d'origine biologique. Ces anomalies occasionnent des hétérogénéités encore plus fortes.

1.1.3. Processus de coupe du bois

Le processus de coupe consiste à séparer une partie de la matière usinée à l'aide d'un bec d'outil terminé par une arête tranchante. Le matériau soumis à l'usinage réagit par une résistance. Dans le cas du bois c'est les cellules, leur résistance propre à la rupture et leur cohésion qui décident de la grandeur des efforts de coupe.

1.1.3.1. Directions de coupe

L'anisotropie du bois définit les principales directions de coupe. Les efforts, la forme de copeau et la qualité de la surface obtenue différent suivant la direction [56, 94]. La figure 1.4 montre les différentes positions que peut prendre une arête par rapport à une pièce de bois :

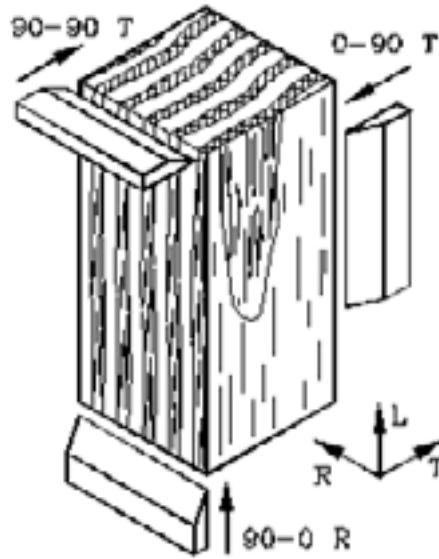


FIG. 1.4. Principales directions de coupe du bois. 90-0 R : longitudinale, 90-90 T : transversale, 0-90 T : tangentielle.

Les efforts les plus importants apparaissent lors de la coupe transversale, les efforts les plus faibles correspondent à la coupe tangentielle.

1.1.3.2. Efforts de coupe

Pour réaliser la coupe il est nécessaire d'appliquer par l'outil d'une force qui crée des contraintes de compression et de cisaillement. Quand ces contraintes atteignent les valeurs critiques la décohésion du matériau se produit.

En général, l'ensemble des efforts exercés est ramené à la pointe de l'outil et décrit par une résultante appelée la force de coupe (totale). La décomposition la plus simple consiste à distinguer la composante parallèle F_x à la direction de coupe et F_y perpendiculaire représentées sur la figure 1.5. La force F_y peut être positive ou négative en fonction des conditions de coupe.

Les efforts lors de processus de coupe du bois dépendent des différents facteurs. Nous mentionnons ici que les plus importants sans détailler des mécanismes de leur influence. Le classement général est le suivant :

- Les facteurs liés à la nature du matériau (la densité, l'humidité, la température, la direction de coupe)
- Les facteurs liés à l'outil (la géométrie de l'outil, la matière de l'outil, l'acuité de l'arête)
- Les facteurs liés aux conditions d'usinage (les dimensions du copeau, le mouvement relatif du bois par rapport à l'outil, la direction des fibres)

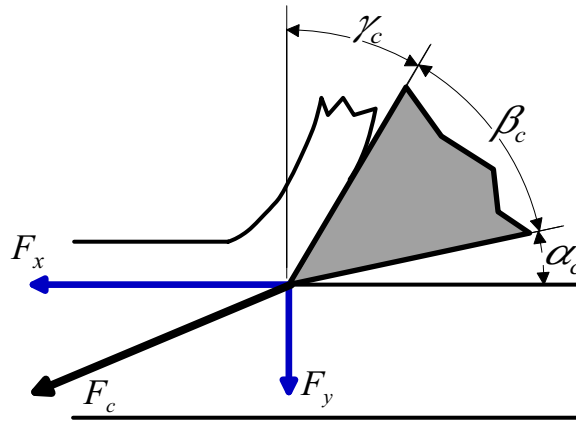


FIG. 1.5. Géométrie d'un couteau simple et les efforts agissants sur son arête. F_x , F_y - les composantes de la force de coupe F_c , α_c - l'angle de dépouille, β_c - l'angle du bec, γ_c - l'angle d'attaque.

1.1.3.3. Principales formes de copeaux

Il existe de nombreuses théories décrivant la formation de copeau lors l'usage. La littérature la plus abondante concerne la coupe métallique. Certaines de modèles pour l'usinage de métaux sont assimilables à la coupe du bois, mais leur application vue la différence de homogénéité du matériau doit être utilisée avec beaucoup de précautions. Néanmoins, les trois principales formes de copeau sont définies en coupe orthogonale du bois (direction 90-0) [14] d'après [32].

- **Type 1** (split type - théorie de fendage) - ce type de copeau correspond aux conditions quand le bois se divise en deux en avant de l'arête de coupe (voir figure 1.6). En effet, le copeau se forme par la propagation de la fissure. La fissure se propage suivant le plan de faible résistance du bois. Le copeau obtenu n'est pas continu. Les forces agissant sur l'outil varient considérablement. Principalement, l'arête de coupe intervient que pour amorcer la fente. La qualité de la surface après ce type de copeau est mauvaise.
- **Type 2** (slight compressive - compression faible) - ce type apparaît quand la rupture du bois se produit le long d'un plan de cisaillement allant de l'arête de coupe à la surface de travail (voir figure 1.7). Le bois est comprimé par l'outil dans le sens de fibres et au même temps les contraintes de cisaillement dans un plan oblique sont introduites. La rupture se produit quand elles atteignent leurs valeurs critiques. Les efforts de coupe sont relativement constants. Le frottement outil-copeau et la puissance consommée sont importants. La qualité de la surface obtenue est bonne.

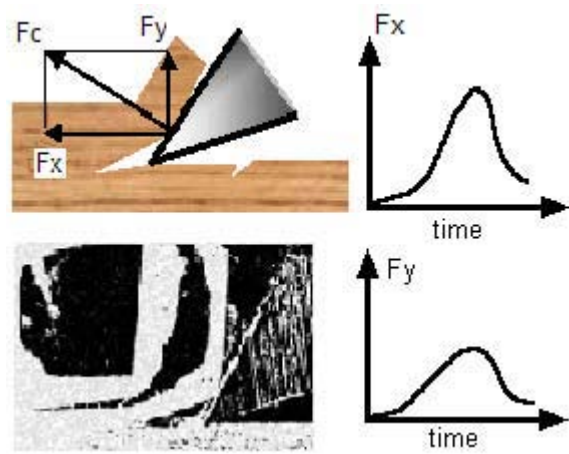


FIG. 1.6. Copeau de Type 1.

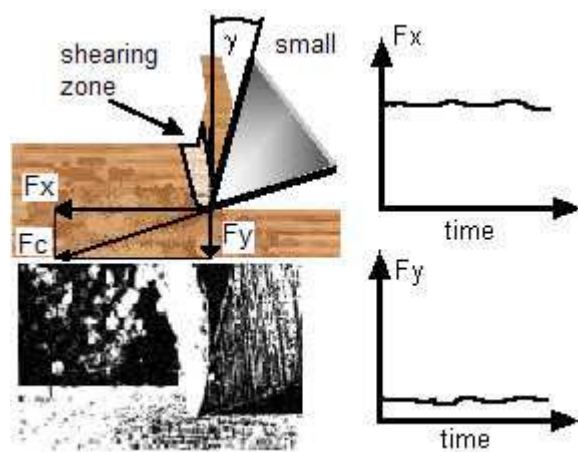


FIG. 1.7. Copeau de Type 2.

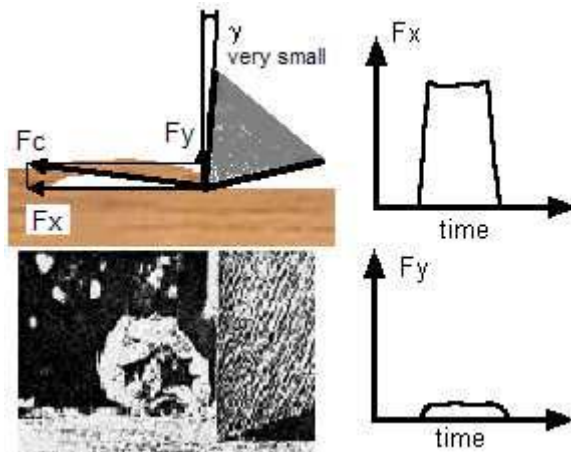


FIG. 1.8. Copeau de Type 3.

- **Type 3** (compressive type) - ce type de copeau se forme lorsque les efforts de coupe d'abord compriment et puis cisailent le bois en avant de l'arête (voir figure 1.8). L'outil provoque une compression parallèle aux fibres. La rupture se produit par compression parallèle et cisaillement parallèle. Un compactage du bois a lieu devant la face d'attaque avant de dégagement de copeau. Le copeau s'évacue quand cette accumulation atteint la valeur critique. Le phénomène est cyclique donnant aux efforts de coupe l'allure de créneaux. La qualité de la surface obtenue est mauvaise.

Le trois types de copeau présentés ci-dessus sont les cas "idéales". En réalité les mouvements de différents procédés de coupe sont composés. Durant une opération tous les trois types peuvent apparaître, ceci montre que des interactions outil-matière dans la coupe du bois sont complexes et non stationnaires.

1.2. Outillage et revêtements d'outils

Un outil est constitué de deux parties distinctes ou non et pouvant être composées du même matériau [94]. On a : un corps et une ou plusieurs parties tranchantes. Le corps de l'outil doit présenter :

- La résistance à la fatigue
- La ténacité
- Etre brasable si la fixation des parties tranchantes l'exige.

La partie tranchante doit être :

- Résistante à l'usure
- Non fragile
- Résistante à la corrosion

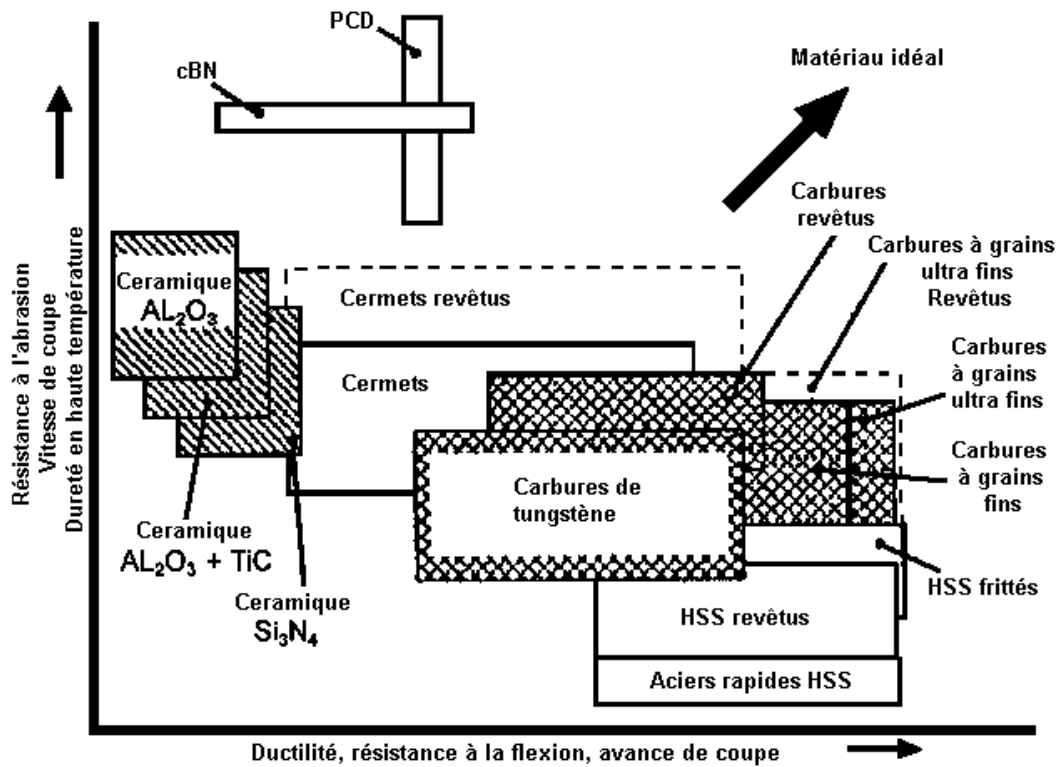


FIG. 1.9. Comparaison des matériaux d'outillage selon leurs propriétés et leur rapport avec les paramètres de coupe [35].

1.2.1. Matériaux d'outils utilisés en usinage du bois

Les exigences actuelles au respect des procédés d'usinage ne peuvent pas être satisfaites sans des matériaux d'outils appropriés.

Le matériau d'outil de coupe idéal et universel doit réunir la maximale dureté et la résistance à l'abrasion avec une bonne ductilité et simultanément rester passive chimiquement par rapport au matériau usiné. Malgré l'intensif développement de la science de matériaux il est difficile réconcilier la contradiction fondamentale entre la dureté qui garantit la résistance à l'abrasion et ductilité qui décide sur la résilience et la tenue en fatigue. Sur la figure 1.9 nous présentons la comparaison des matériaux d'outillage selon leurs propriétés et les domaines approximatifs d'utilisation, [35].

L'analyse de l'utilité d'un type du matériau d'outil pour une opération d'usinage concrète est le problème complexe dépendant de l'usinabilité de la pièce travaillée, du type d'usinage et de conditions de travail. Les facteurs aussi importants sont les dimensions et la forme de l'outil requise.

Les matériaux les plus utilisés pour la fabrication des outils pour l'usinage du bois sont les suivants :

- Les aciers
- Les stellites

- Les carbures de tungstène
- Les matériaux fritté de très grande dureté (diamant polycristallin)

Les aciers. Introduits il y a plus qu'un siècle, grâce à de nombreuses améliorations ils sont encore employés. L'acier est un alliage de fer et de carbone. Ses caractéristiques physiques et mécaniques sont modifiées par l'addition d'autres éléments tels que le molybdène, le tungstène, le chrome, le cobalt, le titane etc. dans le but d'augmenter la résistance à l'usure, la ductilité, la dureté etc. Ils peuvent également être améliorés par des traitements thermiques tels qu'un revenu, une trempe ou une trempe suivi par un revenu.

Les aciers alliés sont utilisés pour la coupe à froid, pour la coupe à chaud on utilise des aciers rapides.

Les principaux avantages des aciers sont : une bonne résistance aux chocs, une finesse de l'arête de coupe donnant bonne qualité d'usinage, une facilité d'entretien et un coût relativement bas. Toutefois, leur résistance à l'usure n'est pas très élevée ce qui conduit à des applications spécifiques : les outils à angle taillant petit (couteaux de dérouleuse), les outils travaillant à fortes déformations (scies à ruban), les outils pour travailler dans des conditions difficiles (risque de chocs).

Les stellites. Ce sont les alliages essentiellement de chrome et de cobalt avec l'addition de tungstène, de carbone, de silicium... Leurs avantages sont : une relativement bonne conservation de qualités mécaniques à chaud, une bonne résistance à la corrosion et donc à l'usure, ils sont faciles à affûter et à braser.

Cependant, ces matériaux sont moins ductiles que l'acier rapide donc plus sensibles au chocs. Ils sont principalement utilisés pour la fabrication des outils de scieries et de menuiserie pour la coupe des bois abrasifs de faible et de moyenne densité.

Les carbures de tungstène. Actuellement les matériaux le plus utilisés pour la fabrication d'outils. Ils sont obtenus par frittage de carbure de tungstène (WC) à l'aide de cobalt (Co) comme le médium liant. Ces deux matériaux ont été choisis à cause de leurs caractéristiques.

Le carbure présente :

- la dureté très élevée (après le diamant et la cBN la plus grande dureté connue)
- la résistance à la température élevée
- la résistance aux attaques chimiques

Le cobalt grâce à sa résilience est très approprié pour lier les grains de carbure entre eux.

Les performances du matériau fritté sont modifiables par changement de pourcentage de cobalt par rapport au carbure. L'augmentation de taux du Co conduit

à l'amélioration de la résistance aux chocs mais la résistance à l'usure diminue. La deuxième façon de modifier les propriétés du produit est la variation de la granulométrie de grains. Les grains de petite taille permettent d'obtenir un matériau résistant à l'usure mais aussi fragile à cause d'augmentation de taux d'interfaces de "collage".

La hétérogénéité des carbures de tungstène a des conséquences pour l'usinage. Les grains de carbure ne s'usent pratiquement pas mais après un affaiblissement de la liaison avec Co ils se détachent. Ces détachages ont lieu aussi lors l'affûtage, cela résulte en capacité tranchante inférieure à celle des matériaux précédents.

Pour les applications industrielles les carbures sont présents sous la forme des plaquettes échangeables ou brasées sur le corps de l'outil. Principalement, ils sont destinés à l'usinage de matériaux abrasifs, surtout de panneaux et matériaux composites. Les carbures "ultra-mico-grains" ($< 0.5 \mu m$) sont applicables à l'usinage de bois tendres grâce au pouvoir tranchant amélioré.

Le diamant polycristallin. Le diamant est le matériau le plus dur connu mais aussi le plus cher. Pour la fabrication d'outils de coupe on utilise les grains de diamant obtenus artificiellement. Ces grains sont disposés à la surface d'un substrat en carbure de tungstène sous très haute pression (plusieurs GPa) et haute température (ordre $1500 - 2000^\circ C$) formant un système bicouche.

La longévité de coupe de ce matériau est extraordinaire (jusqu'à 200 fois celle de carbure de tungstène). Il présente une grande résistance à l'usure. Cependant, la couche de diamant a une cohésion très faible donc est très fragile. Déposée sur un substrat relativement fragile, l'ensemble constitue un système sensible aux chocs. De plus le diamant polycristallin ne peut supporter des températures supérieures à $800^\circ C$. Au delà il se transforme en graphite, puis subit de l'oxydation et perd ses propriétés coupantes.

La destination privilégiée des outils en diamant PCD est l'usinage de matériaux abrasifs (panneaux, composites). Néanmoins, ils demandent une utilisation dite "soigneuse" (machines en bon état - sans vibrations, matériaux usinés sans inclusions minérales ou métalliques, etc.)

Les outils en diamant PCD malgré un coût élevé sont de plus en plus utilisés. Ils améliorent la rentabilité des opérations d'usinage par l'augmentation du temps de travail.

Un autre type de matériau à très grande dureté est le nitrure de Bore Cubique, il est n'est pas répandu dans l'industrie du bois, mais on trouve des études sur son application [61].

1.2.2. Amélioration d'outils de coupe par des couches anti-usure

Comme nous l'avons vu précédemment, les matériaux d'outils ne sont pas universels pour toutes les applications en usinage. Leurs propriétés mécaniques, tribologiques et thermophysiques déterminent leurs emplois. Actuellement, les recherches dans le domaine des outils de coupe pour le bois sont focalisées sur la modification des surfaces afin d'obtenir des outils présentant une durée de vie supérieure à celle des outils en matériaux classiques (aciers, carbures...) et une sensibilité aux chocs plus faible que les outils PCD.

Il existe deux types de modification surfacique de matériaux métalliques : le premier utilise le principe de saturation réactive de la surface par des atomes donnant avec le substrat des composés durs (par exemple nitruration) [105], le deuxième consiste à déposer une couche mince (un revêtement de quelques microns) de matériau présentant des caractéristiques intéressantes pour l'application. Dans le domaine de l'usinage de métaux, les revêtements permettent d'augmenter significativement la durée de vie des outils [47, 66, 67, 101, 115, 117, 118].

Dans le cas présent, les revêtements pour l'usinage, déposés industriellement, sont obtenus principalement par deux techniques :

- PVD : physical vapor deposition
- CVD : chemical vapor deposition

Nous allons rappeler brièvement les principes généraux d'obtention de revêtements par ces deux techniques. Avant déposition les substrats subissent un cycle de nettoyage préalable composé d'un nettoyage organique (enlevant les contaminants du type organique - graisses, résines) et d'un nettoyage chimique (permettant d'éliminer des contaminants non organiques - oxydes, métaux).

1.2.2.1. PVD - dépôt physique en phase vapeur

Le processus de fabrication d'un dépôt PVD est composé de trois étapes :

- Obtention de la phase vapeur du matériau à déposer
- Transport des espèces à déposer vers le substrat
- Dépôt sur le substrat et croissance de la couche

L'ensemble de ces processus se fait dans une enceinte, sous pression réduite, proche du vide, en présence d'un plasma ionisé orienté électriquement.

Les différents types de procédés PVD sont définis selon le mode mis en jeu pour créer la vapeur du matériau à déposer [80, 114]. De cette façon, on peut distinguer trois catégories :

- L'évaporation sous vide
- La pulvérisation cathodique
- Dépôts ioniques (Ion Plating)

Chacune de ces trois catégories connaît également des sous-familles basées sur des moyens techniques différents afin d'obtenir de la phase vapeur du matériau source.

Evaporation sous vide. On obtient la phase vapeur par chauffage du matériau à déposer. Quand l'énergie calorifique des atomes du matériau dépasse l'énergie de liaison, ils s'échappent et forment de la vapeur. Les principales techniques se différencient par le mode de chauffage :

Evaporation par bombardement d'électrons - le matériau à déposer est évaporé à l'aide d'un faisceau d'électrons à haute tension. Les sources d'électrons les plus couramment utilisées sont constituées d'un filament de tungstène chauffé à haute température (de 2500 °C à 2800 °C) et de ce fait émettant des électrons. Le matériau à évaporer est déposé dans un creuset et bombardé par le faisceau d'électrons. Le balayage de faisceau est assuré grâce à des bobines magnétiques de déflexion.

Evaporation par effet Joule - l'élément chauffant peut être sous forme d'un filament, d'un creuset ou d'une nacelle.

Evaporation par induction - l'échauffement du matériau, déposé dans un creuset en matériau diélectrique est provoqué par des courants électriques au sein du matériau induits à l'aide des bobines entourant le creuset alimentées en courant alternatif à haute fréquence.

Pulvérisation cathodique. Dans cette méthode les particules de la surface d'un solide sont éjectées par le bombardement de cette surface avec des particules énergétiques, en général c'est des ions d'argon. L'effet de pulvérisation se produit par transfert de moment des ions incidents aux atomes de la surface du matériau bombardé. Lorsque l'énergie transférée franchit l'énergie de liaison entre atomes l'arrachage d'atomes se produit. Les ions peuvent provenir d'un plasma ou d'une source d'ions supplémentaire.

La particularité du procédé de pulvérisation est son universalité. Puisque, le matériau à déposer est transformé en phase vapeur par un processus mécanique, il est possible de déposer pratiquement tous les matériaux inorganiques. Parmi les procédés de pulvérisation cathodique on trouve :

Le procédé diode - cette méthode crée un plasma par une décharge électrique entre deux électrodes en présence d'un gaz sous faible pression. Une cathode appelée la cible (attire les ions positifs) et une anode souvent étant le porte substrats au potentiel de la masse.

Le procédé triode - dans cette méthode le plasma est créé indépendamment de la cible et du porte substrats. Ce système comporte donc deux parties : un générateur de plasma et une cible avec le porte substrats devant.

Le procédé magnétron - c'est un perfectionnement de la méthode pulvérisation diode. Il consiste en une combinaison d'un champ magnétique intense, perpendiculaire au champ électrique crée par la cathode. Pour une tension donnée, ce dispositif permet d'augmenter le nombre d'ions par rapport à la méthode diode. La pulvérisation magnétron peut être réalisée en utilisant plusieurs cathodes, ce qui rend possible d'utiliser de cibles en différents matériaux permettant former des multicouches de composés bi- ou triphasés.

Dépôts ioniques (Ion plating). La méthode de dépôts ioniques est une technique hybride entre l'évaporation et la pulvérisation. Elle consiste à évaporer le matériau à déposer et puis pendant le dépôt à créer une décharge électrique généralement par l'application d'une tension négative au porte substrats, ce qui a pour résultat une attraction des ions sur ce dernier. Dans la pratique l'évaporation du matériau est obtenue à l'aide d'un canon à électrons.

1.2.2.2. CVD - dépôt chimique en phase vapeur

C'est un procédé fondamentalement différent des procédés précédents puisqu'il est basé sur une série de réactions chimiques. Le matériau à déposer est fourni à l'enceinte de réaction sous forme gazeuse (mixture de plusieurs types de gaz selon le dépôt désiré), le substrat est chauffé à une température allant jusqu'à $1000^{\circ}C$, telle que lorsque la molécule du composé gazeux le touche, elle se décompose en un matériau solide, celui recherché. Le gaz résiduel est pompé par un système d'échappement.

Ce procédé permet de réaliser une grande variété de couches. Le contrôle de composition du mélange de gaz dans le temps, rend possible d'obtenir des revêtements multicouches, ainsi que de couches de transition (par exemple passage d'une couche de TiC par une couche de Ti(C,N) pour aboutir à une couche de TiN). Les gaz utilisés pour les revêtements actuellement rencontrés en usinage sont de type : H_2 , $TiCl_4$, CH_4 , N_2 , $AlCl_3$, CO_2 , etc.

Le procédé CVD est utilisé principalement sur les substrats en carbure de tungstène, c'est à cause des températures élevées, qui dans le cas des aciers provoque un revenu et les pertes de propriétés mécaniques.

La méthode classique CVD connaît des variantes comme PACVD (Plasma Assisted Chemical Vapor Deposition) ou MTCVD (Medium Temperature Chemical Vapor Deposition). Ces variantes permettent d'abaisser la température du travail vers $850^{\circ}C$. De nombreux développements sont menés afin d'abaisser encore la température et de pouvoir de réaliser des dépôts sur les aciers.

1.2.2.3. Comparaison des modes de réalisation et de caractérisation des revêtements

Comme nous l'avons vu, la variété de méthodes de réalisation de revêtements est vaste. Bien évidemment la liste que nous avons présentée ici n'est pas exhaustive. Disposant d'un tel nombre de techniques il est difficile de faire un choix. Puisque le but de notre travail n'est pas d'évaluer les techniques de réalisation d'un revêtement, nous renvoyons le lecteur intéressé à la référence [80]. De la même manière, pour toute la problématique concernant la caractérisation chimique et structurelle, ainsi que la qualification des propriétés physiques et de la tenue en service d'un revêtement nous proposons [80, 100].

1.3. Fonctions d'un revêtement en usinage

1.3.1. Types d'usure des outils coupants

La fonction générale d'un revêtement d'outil est d'augmenter sa durée de vie. Le revêtement est appliqué pour minimiser les mécanismes de l'usure des outils pendant la coupe.

L'usure des outils d'usinage est un processus complexe résultant des interactions de plusieurs phénomènes élémentaires se déroulant dans des conditions de températures et de pressions surfaciques élevées. On peut distinguer cinq principaux mécanismes de l'usure : mécanique, adhésion, diffusion et chimique [35, 63].

L'usure mécanique se produit par abrasion conduisant à une perte de la matière de l'outil et un changement de la géométrie de l'arête de coupe.

L'usure par l'adhésion se développe lors d'un "collage" local entre la matière usinée et l'outil suivi par sa destruction avec de l'enlèvement des particules de l'outil.

La diffusion, ce type d'usure apparaît dans l'environnement des températures élevées. Les atomes du matériau de l'outil se détachent et pénètrent dans le matériau usiné. Le transfert dans le sens inverse peut aussi avoir lieu.

L'oxydation est le principal mécanisme de l'usure chimique. Ce processus se produit avec des températures du même ordre que pour la diffusion. L'oxydation surfacique du matériau de l'outil conduit à l'apparition d'une couche fragile enlevée durant le frottement du copeau.

Nous pouvons remarquer que les mécanismes de l'usure sont occasionnés et redoublés par les effets thermiques (augmentation de la température) dans la zone de coupe. Ce comportement est bien évident, vu que la puissance mécanique mise en oeuvre lors de la coupe est pratiquement complètement dégradée sous forme de chaleur.

L'intérêt de déposer un revêtement sur un outil est donc de limiter tous ces facteurs d'usure.

1.3.2. Effets d'un revêtement apportés au procédé d'usinage

Parmi l'ensemble des facteurs de l'usure, les phénomènes tribologiques et thermiques aux interfaces pièce-outil-copeau semblent d'avoir la responsabilité la plus importante. La diffusion et l'oxydation apparaissant avec des températures élevées [63], sont donc indirectement dépendantes des interactions mécaniques et thermiques de l'outil et de la matière. C'est pourquoi, la majorité d'auteurs dans la littérature dédie plus d'attention à ces phénomènes. Les actions des revêtements en tant qu'une protection de l'outil sont regardées principalement de deux points de vue : **mécanique** et **thermique**.

1.3.2.1. Aspects mécaniques

Les recherches réalisées jusqu'à présent, principalement en coupe métallique ont démontré l'influence de revêtements sur les aspects mécaniques. Les résultats présentés par les différents auteurs divergent beaucoup et ne peuvent pas conduire à une conclusion unique. En effet, ces résultats dépendent fortement des paramètres de l'usinage et du type de la paire tribologique outil-pièce.

Grzesik dans [36] conclut que certains revêtements peuvent réduire considérablement la pression spécifique k_c de coupe définie par le rapport de la force de coupe F_c avec l'aire A de la section non déformée du copeau :

$$k_c = \frac{F_c}{A} \quad (1.1)$$

Selon lui ce phénomène est observable surtout pour des vitesses d'avance importantes. Beer [9] dans son travail a testé le coefficient de frottement de différents types de revêtements en contact avec le bois, il a constaté que certains dépôts le réduisent considérablement.

Monaghan [74] par modélisation des éléments finis d'un outil revêtu démontre la diminution des contraintes dans l'outil résultant d'une réduction du coefficient de frottement entre l'outil et le copeau obtenue par déposition d'un revêtement de nitrure de titane.

Dans [39] Grzesik a testé le comportement tribologique de l'interface : la surface d'attaque et le copeau. Il a constaté que les revêtements durant ses expériences donnent lieu à des changements de surface de contact outil-copeau de l'ordre de 25%. Ils permettent aussi de réduire le frottement et par conséquent les contraintes mécaniques à l'interface. Par contre dans son étude de frottement [46], il trouve le coefficient de frottement similaire pour tous les revêtements testés ainsi que pour

le carbure de tungstène non revêtu lorsque la vitesse de frottement est élevée. Par ailleurs, la résistance à l'usure a été améliorée par ces revêtements.

Dans le travail [38] l'examen de la force de frottement (tangentielle à la surface de coupe) ne révèle pas un constat unique, cependant le rapport avec la surface de contact a démontré que les contraintes normales et tangentielles à l'interface sont plus importantes pour un outil revêtu. Grzesik [41] trouve que les revêtements avec une couche intermédiaire isolante modifient significativement le frottement. Ces revêtements isolants diminuent la force de frottement lorsqu'on coupe de l'acier inoxydable et l'augmentent pendant l'usinage de l'acier carbonique. Pour les mêmes types de matière usinée, il confirme dans [45] qu'effectivement une couche isolante peut réduire le frottement avec l'acier inoxydable, dans le cas de l'acier carbonique l'influence des revêtements apparaît beaucoup moins évidente.

Rech et al. [102] montrent que le revêtement ne réduit pas la force normale à la surface de coupe, par contre il influence significativement la force tangentielle. Dans [100] il constate une réduction des efforts normaux et tangentiels par des revêtements pendant la coupe à vitesses modérées.

A l'issue de ces travaux on peut constater que la modification de la valeur de la surface de contact est bien évidente, et que l'influence sur les efforts de coupe est remarquable.

1.3.2.2. Aspects thermiques

L'influence de revêtements sur le comportement thermique des outils en usinage a fait l'objet de travaux pour certains auteurs. Néanmoins, cette question reste très délicate étant donné que réaliser une métrologie thermique de la zone de coupe n'est pas facile. Dans la littérature scientifique, comme dans le cas précédent concernant plutôt la coupe métallique, on retrouve plusieurs approches expérimentales, analytiques, ainsi que numériques pour expliquer le rôle d'un revêtement de point de vue thermique.

Grzesik, dans ses travaux a mis en oeuvre un thermocouple naturel outil-pièce, conduisant à la valeur de la température moyenne l'interface. A l'issue de [36, 37, 38] il conclut que la température à l'interface outil-copeau ainsi que le ratio de la chaleur transférée dans l'outil et dans le copeau sont influencés par les propriétés thermiques de la pièce et du revêtement. Pour analyser les tribo-thermo phénomènes à la zone de frottement il utilise la densité de flux chaleur par frottement :

$$q_f = \frac{F_f v_c}{A_c} \quad (1.2)$$

défini à partir du produit de la force tangentielle F_f et de la vitesse du copeau v_c rapporté à la surface réelle de contact outil-copeau A_c . Dans [40], il indique que plus

le revêtement a une faible conductivité thermique, plus la température à l'interface est grande et plus la chaleur évacuée par le copeau est importante.

Une autre approche expérimentale, présentée par M'Saoubi [78] consiste à mesurer le champ de températures à l'aide d'une camera IR-CCD localisée sur la face latérale du système outil-pièce. Dans son travail il montre que l'usinage avec un outil revêtu de TiN conduit à une réduction de température seulement de 30-35°C. Il montre également une réduction de la zone de contact outil-copeau, ce qui résulte en diminution de la source de chaleur et de sa diffusion dans l'outil.

L'approche basée sur une mesure par camera IR est aussi présentée dans [26], les mesures réalisées pendant des essais de perçage révèlent une baisse significative de température de l'arête pour tous les types de revêtements utilisés comparativement à l'outil non revêtu.

Une intéressante explication du rôle d'un revêtement diamant CVD pour l'usinage des matériaux non ferreux ou non métalliques est donnée par Miranzo [73], qui attribue à ce revêtement une fonction d'évacuation de la chaleur.

Quelques investigations numériques existent dans la littérature. Du et al. [27] par une méthode des éléments aux frontières a montré que les revêtements n'ont qu'une influence négligeable sur le champ des températures dans l'outil, par contre dans son travail il n'a pas pris en compte le fait que le contact outil-copeau n'est pas forcément le même pour les différents revêtements. Klocke [59, 60] utilise la méthode des éléments finis pour modéliser un outil revêtu, il constate que les revêtements à des propriétés thermiques qu'on trouve en pratique n'ont pas d'influence sur la température dans le substrat. Récemment, Grzesik et ses collaborateurs [42] ont appliqué la méthode des différences finies pour calculer le champ des températures dans un outil revêtu et aux interfaces. Ils montrent que les revêtements changent la distribution de la température à l'interface de contact outil-copeau et qu'un revêtement isolant provoque des températures plus élevées à cet interface et sa valeur maximale est déplacée vers l'arête de coupe. Une modélisation analytique a été présentée par Grzesik et Nieslony. Dans [43] ils montrent que les revêtements multi couches peuvent conduire à une augmentation de la part de chaleur dégagée par le copeau allant jusqu'à 30%. Le travail [44] montre une réduction de température résultante de frottement, par l'application des revêtements de même type.

Une investigation différente, pour qualifier l'influence d'un revêtement de point de vue thermique a été proposée au travers d'une collaboration avec Joël Rech lors de sa thèse [100]. Elle consiste à estimer le flux de chaleur appliqué sur l'outil. Les résultats obtenus en coupe métallique (voir figure 1.10) montrent effectivement qu'un revêtement peut avoir une influence sur la quantité de chaleur dans l'outil, mais le regard sur ses actions mécaniques au niveau de l'interface outil-copeau, montre que cette influence est provoquée plutôt par modification de la source de chaleur dû

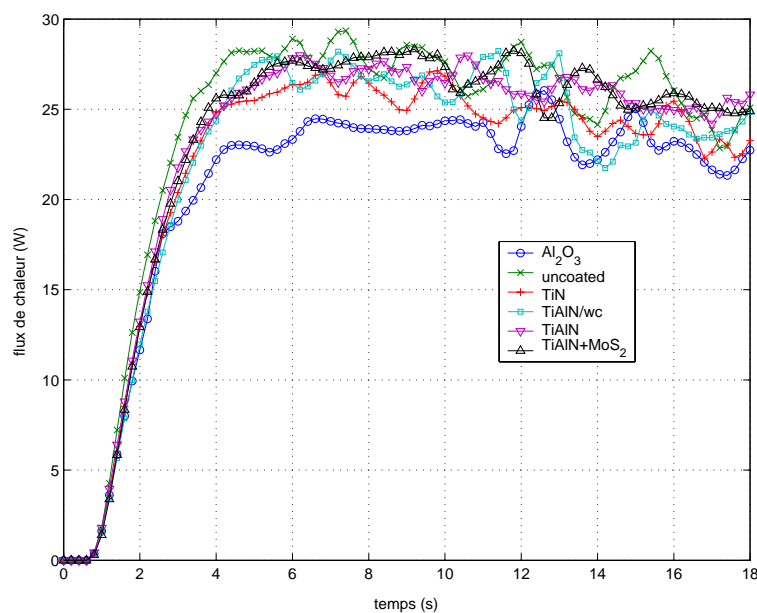


FIG. 1.10. Flux de chaleur estimé durant l'usinage avec des différents revêtements.

la modification du coefficient de frottement qu'aux propriétés thermiques du dépôt par les effets isolants [102]. La méthode inverse qui a été utilisée est celle que nous décrivons dans les chapitres suivants.

1.4. Revêtements pour l'usinage du bois.

Contrairement à l'industrie du métal, les applications des revêtements pour l'usinage du bois se trouvent encore au stade de l'exploration et il est difficile de décrire des revêtements destinés plus particulièrement à la coupe de ce matériau. C'est pourquoi nous allons plutôt présenter les travaux scientifiques sur des possibilités de l'application de revêtements à l'usinage du bois et de ses dérivés. Une grande quantité de travaux traitent des différents types de revêtements. Nous avons tenté à classer ces études en quatre groupes et de cette manière nous avons formé :

Groupe d'études sur des revêtements à base du titane : Osenius et ses collaborateurs [95] ont étudié la possibilité d'utiliser un revêtement de nitrure du titane (TiN) appliqué sur des plaquettes de carbure de tungstène d'une scie circulaire et des lames en acier rapide. Ils ont constaté que ce revêtement a réduit l'usure de 20% dans le cas de l'acier rapide. En ce qui concerne les carbures, la résistance à l'usure n'a pas été améliorée, principalement à cause de la fragilité des substrats utilisés. Hlebanja dans [51] a testé un revêtement de TiN déposé sur un acier, il a constaté une augmentation de la durée de vie de l'outil de 60%, par rapport à l'outil non revêtu. Il a aussi mesuré le coefficient de frottement de deux outils avec les

mêmes types de bois ; ses expériences ont révélé que les différences sont négligeables. Récemment, Bouzakis et al. [15] ont examiné le revêtement de TiAlN utilisée dans le procédé de défonçage d'un panneau de particules. Ils expliquent, en utilisant un modèle éléments finis, que l'amélioration des performances des outils revêtus provient de la résistance à l'abrasion du revêtement et dépend de son adhésion sur le substrat.

Études sur le diamant CVD : Morita avec une équipe de chercheurs [75, 76, 77] a étudié l'effet de couches de diamant sur le processus de fraisage à l'aide des outils en carbure fritté revêtus par la méthode CVD. Les résultats obtenus montrent que malgré endommagement de la couche diamantée dans la première phase d'usinage, la vitesse d'usure de l'arête coupante est inférieure par rapport au cas d'outils non revêtus, de plus la qualité de la surface obtenue après usinage est meilleure. Par contre, ces revêtements occasionnent une augmentation de la puissance consommée durant l'usinage. Sheikh-Ahmad et al. dans [113] montrent que malgré une mauvaise géométrie initiale de l'arête de coupe (le rayon) les outils revêtus d'une couche de diamant présentent les performances supérieures par rapport à l'outil non revêtu. Miklaszewski et al. [71] ont obtenu une réduction d'usure par l'application d'une couche de diamant nanocristalline en fraisage de panneaux de fibres dur. Hakovirta [49] a appliqué une couche composée de carbone tetrahedral amorphe et de chrome. Il a doublé la durée de vie de ses outils pendant l'usinage du bois de pin.

Revêtements nitrure : Sheikh-Ahmad et Morita dans [111] après investigation sur quelques types de revêtements concluent que vue le coût de développement d'une couche de diamant, les outils revêtus de multicouches de type TiAlN, TiN/TiCN/TiN etc. apparaissent comme de bons candidat pour remplacer les carbures classiques. Damarwan et al. [21] après test de revêtements TiN, CrN, TiCN, et TiN/AlN sur le substrat en carbure, a donné comme conclusion générale que les revêtements assurent une résistance à l'usure supérieure par rapport à l'outil en carbure et que les performances de ces types de revêtements dépendent des conditions de travail. Une conclusion similaire est donnée dans [112], cependant ici la performance est liée à la composition et la taille des grains de carbure. Pour les grains plus fins et un bas taux de cobalt on trouve une meilleure performance. Endler et al. [29], ont testé pendant le fraisage d'un panneau de particules les revêtements de TiC et de diamant CVD déposés sur un carbure de tungstène. Ils ont augmenté la durée de vie des outils utilisés de 250% et de 40% respectivement. Les bons résultats en résistance à l'usure de ces revêtements ils dépendent de l'adhésion au substrat résultante d'une préparation préalable de la surface de dépôt ou de la déposition d'une couche intermédiaire. Ce point est essentiel et fera l'objet de la deuxième partie du manuscrit.

Cas du nitrure de chrome : Les études sur les revêtements à base de chrome ont été initiées comme une alternative face de revêtements de TiN [12, 117]. Kato et ses collaborateurs ont étudié l'effet de la modification des lames par une couche de chrome sur le processus de coupe de différentes essences du bois. Il a constaté qu'une plus grande épaisseur de cette couche réduit l'importance de l'usure de l'arête de coupante mais contribue à la détérioration de la qualité de la surface usinée en raison de l'effritement de la couche [57, 58]. Un ample travail sur l'application de revêtements CrN à l'usinage du bois a été effectué par l'équipe du laboratoire La.Bo.Map. de l'ENSAM de Cluny. Il a été initié par une recherche d'influence de la modification de surface par des différents dépôts sur les performances d'outils de déroulage du bois [9]. Le dépôt de CrN a été révélé comme le plus prometteur pour l'utilisation dans ce domaine. Conformément à la conclusion présentée dans [111], que tout processus de développement d'un revêtement adapté doit passer par une investigation orientée vers une application précise, les études fines pour optimiser ce revêtement sont menées [10, 11, 24, 25, 81, 82, 83]. D'autre part le CrN semble être une très bonne couche intermédiaire entre le diamant et le carbure de tungstène, d'après les premiers résultats obtenus par l'équipe de Yann Le Petit-Corps à l'ICMCB.

Chapitre 2

Transferts de chaleur dans un système “dépôt-substrat”

Nous présentons un modèle du transfert de chaleur dans un matériau bicouche censé représenter une géométrie classique d’outil de coupe. Cette représentation n’est évidemment pas unique mais elle permet de rendre compte de l’influence d’un revêtement sur un substrat du point de vue thermique.

Ce modèle sera exploité à deux niveaux.

Tout d’abord une étude de sensibilité de la température sur la surface chauffée via à vis des caractéristiques du dépôt sera présentée. Cette étude permettra de mettre en évidence le rôle de ces propriétés sur la valeur de la température durant le procédé d’usinage (réponse indicielle).

Ensuite nous présentons une représentation de la fonction de transfert dans le domaine de Laplace, sous la forme d’une relation basée sur l’opérateur de dérivation d’ordre fractionnaire. Cette deuxième partie sera mise à profit dans le chapitre suivant pour justifier l’emploi de “modèle non entier” dans la procédure d’identification de système.

2.1. Modélisation d’un système “dépôt-substrat”

Nous commençons par la représentation du modèle 1D pour un matériau homogène monocouche utilisant la méthode des quadripôles thermiques. Le développement suivant concerne un système bicouche avec une résistance thermique de contact à l’interface. Enfin un modèle 3D plus réaliste est présenté.

2.1.1. Modélisation unidirectionnelle.

On considère un mur d’épaisseur e , de conductivité thermique λ et de diffusivité thermique α . La surface du mur en $x = 0$ est soumise au flux de chaleur $\phi_0(t)$ uniforme (figure 2.1).

Les équations mathématiques décrivant le transfert de chaleur 1D dans cette géométrie sont :

$$\frac{\partial^2 T(x, t)}{\partial x^2} - \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T(x, t)}{\partial t} = 0, \quad 0 < x < e, \quad t > 0 \quad (2.1)$$

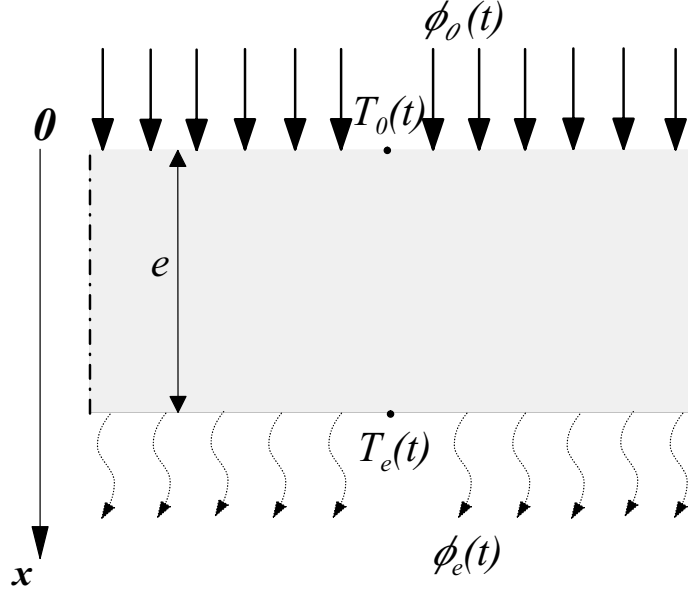


FIG. 2.1. Représentation schématique de la modélisation d'un mur d'épaisseur e .

$$-\lambda \frac{\partial T(x, t)}{\partial x} = \varphi_0(t), \quad x = 0, t > 0 \quad (2.2)$$

$$-\lambda \frac{\partial T(x, t)}{\partial x} = \varphi_e(t), \quad x = e, t > 0 \quad (2.3)$$

$$T(x, t) = 0, \quad 0 \leq x \leq e, t = 0 \quad (2.4)$$

En appliquant la transformée de Laplace par rapport au temps t aux équations précédentes, on obtient une formulation “quadripôles” [70] exprimant le flux de chaleur et la température transformés sur la face avant en fonction de ces grandeurs sur la face arrière :

$$\begin{bmatrix} \bar{T}_0(s) = \bar{T}(x=0, s) \\ \bar{\varphi}_0(s) = \bar{\varphi}(x=0, s) \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} A & B \\ C & A \end{bmatrix}}_{\mathbf{x}} \begin{bmatrix} \bar{T}_e(s) = \bar{T}(x=e, s) \\ \bar{\varphi}_e(s) = \bar{\varphi}(x=e, s) \end{bmatrix} \quad (2.5)$$

$\bar{T}(s)$ et $\bar{\varphi}(s)$ expriment respectivement les transformées de Laplace de $T(t)$ et $\varphi(t)$ définies par :

$$\bar{T}(x, s) = \int_0^\infty T(x, t) \exp(-st) dt \quad (2.6)$$

$$\bar{\varphi}(s) = \int_0^\infty \varphi(t) \exp(-st) dt \quad (2.7)$$

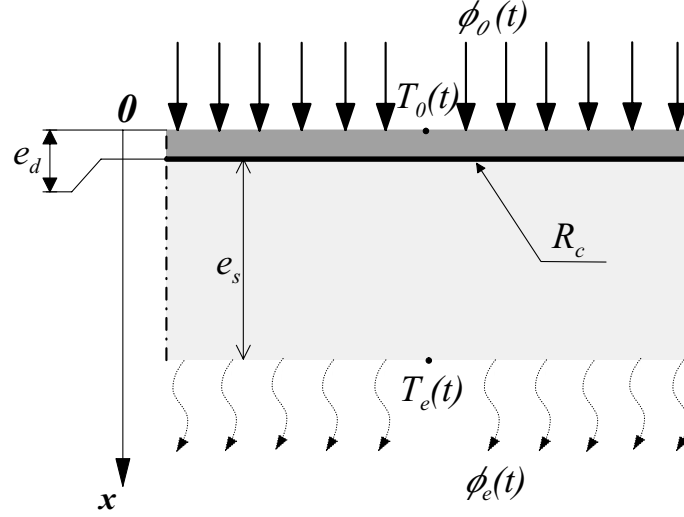


FIG. 2.2. Représentation schématique d'un système dépôt sur substrat.

Les composantes de la matrice X sont :

$$A = \cosh(ke), \quad B = \sinh(ke) / \lambda k, \quad C = \sinh(ke) \lambda k \quad (2.8)$$

avec :

$$k = \sqrt{\frac{s}{\alpha}} \quad (2.9)$$

En considérant le système dépôt sur un substrat (figure 2.2), la méthode des quadripôles permet d'écrire :

$$\begin{bmatrix} \bar{T}_0(s) \\ \bar{\varphi}_0(s) \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} A_d & B_d \\ C_d & A_d \end{bmatrix}}_{\mathbf{x}_d} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & R_c \\ 0 & 1 \end{bmatrix}}_{interface} \underbrace{\begin{bmatrix} A_s & B_s \\ C_s & A_s \end{bmatrix}}_{\mathbf{x}_s} \begin{bmatrix} \bar{T}_e(s) \\ \bar{\varphi}_e(s) = h\bar{T}_e(s) \end{bmatrix} \quad (2.10)$$

Les indices d et s correspondent respectivement au dépôt (revêtement) et au substrat. La résistance thermique de contact à l'interface entre le dépôt et le substrat est notée R_c . On considère qu'il y a des pertes convectives de chaleur avec le fluide ambiant sur la face arrière $\bar{\varphi}_e = h\bar{T}_e$, où h est le coefficient d'échange thermique.

A partir de la relation 2.10 on obtient la relation exprimant la température sur la face avant ($x = 0$) par rapport au flux de chaleur à la même position :

$$\bar{T}_0(s) = H_{1D}(s) \bar{\varphi}_0(s) \quad (2.11)$$

avec :

$$H_{1D}(s) = \frac{G_0 + G_1 + G_2}{G_3 + G_4 + G_5} \quad (2.12)$$

où :

$$G_0 = \cosh(k_s e_s) \cosh(k_d e_d) + R_c \lambda_s k_s \sinh(k_s e_s) \cosh(k_d e_d) \quad (2.13)$$

$$G_1 = \frac{\lambda_s k_s}{\lambda_d k_d} \sinh(k_s e_s) \sinh(k_d e_d) \quad (2.14)$$

$$G_2 = \frac{h}{\lambda_s k_s} \sinh(k_s e_s) \cosh(k_d e_d) + \frac{h R_c}{\lambda_s k_s} \cosh(k_s e_s) \cosh(k_d e_d) + \frac{h}{\lambda_d k_d} \sinh(k_d e_d) \cosh(k_s e_s) \quad (2.15)$$

$$G_3 = \lambda_d k_d \cosh(k_s e_s) \sinh(k_d e_d) \quad (2.16)$$

$$G_4 = R_c \lambda_s k_s \sinh(k_s e_s) \lambda_d k_d \sinh(k_d e_d) + \lambda_s k_s \sinh(k_s e_s) \cosh(k_d e_d) \quad (2.17)$$

$$G_5 = h \frac{\lambda_d k_d}{\lambda_s k_s} \sinh(k_d e_d) \sinh(k_s e_s) + h R_c \lambda_d k_d \sinh(k_d e_d) \cosh(k_s e_s) + h \cosh(k_d e_d) \cosh(k_s e_s) \quad (2.18)$$

2.1.2. Modélisation 3D axisymétrique.

La modélisation dans le cas de la configuration 3D axisymétrique est obtenue également en utilisant la formulation des quadripôles. On considère la géométrie représentée sur la figure 2.3. Le flux de chaleur $\phi_0(r, t)$ est appliqué sur la face supérieure du système et est limité par le rayon r_0 . Les pertes sur les surfaces latérales sont négligées (en pratique $R\beta \gg (e_s + e_d)$) et on ne considère qu'un échange sur la face arrière.

La matrice élémentaire X est obtenue maintenant à partir des équations gouvernantes le transfert de chaleur en coordonnées cylindriques :

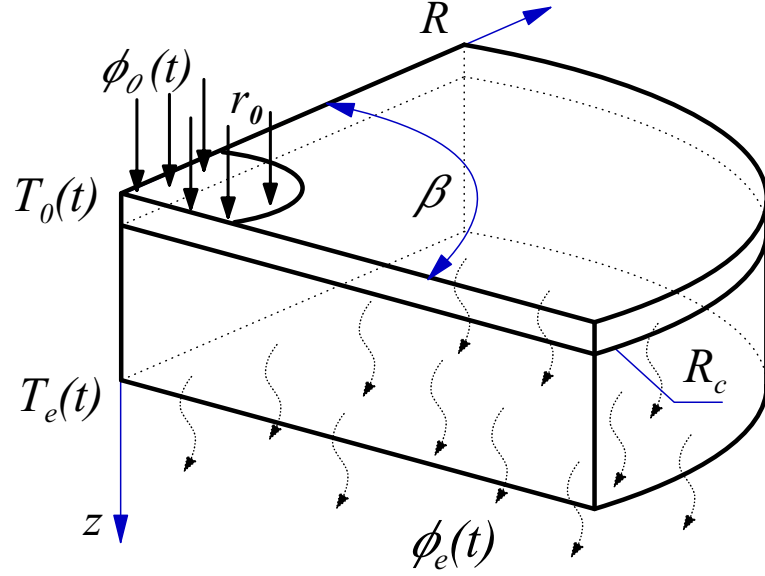


FIG. 2.3. Représentation schématique d'un système dépôt sur substrat en géométrie 3D.

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T(r, z, t)}{\partial r} \right) + \frac{\partial^2 T(r, z, t)}{\partial z^2} - \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T(r, z, t)}{\partial t} = 0, \quad (2.19)$$

$$0 < r < R, \quad 0 < z < e, \quad t > 0$$

$$\frac{\partial T(r, z, t)}{\partial r} = 0, \quad r = 0, \quad R = 0, \quad 0 < z < e, \quad t > 0 \quad (2.20)$$

$$-\lambda \frac{\partial T(r, z, t)}{\partial z} = \begin{cases} \varphi_0(t) f(r) & r \leq r_0 \\ 0 & r > r_0 \end{cases}, \quad z = 0, \quad t > 0 \quad (2.21)$$

$$-\lambda \frac{\partial T(r, z, t)}{\partial z} = \varphi_e(t), \quad 0 < r < R, \quad z = e, \quad t > 0 \quad (2.22)$$

$$T(r, z, t) = 0, \quad 0 \leq z \leq e, \quad 0 \leq r \leq R, \quad t = 0 \quad (2.23)$$

Comme précédemment la transformée de Laplace a été appliquée par rapport au temps t , et la transformée de Hankel est appliquée sur la variable d'espace r :

$$\bar{T}_h(\alpha_n, z, s) = \int_0^R \bar{T}(r, z, s) J_0(\alpha_n r) r dr \quad (2.24)$$

où J_0 est la fonction de Bessel de première espèce, d'ordre 0 et α_k est la variable associée à r dans l'espace transformée.

La température et le flux de chaleur sur la face supérieure sont exprimés en

fonction de ceux sur la face arrière comme dans la relation 2.10, mais maintenant k est remplacé par :

$$k = \sqrt{\frac{s}{\alpha} + \alpha_k^2} \quad (2.25)$$

avec :

$$\alpha_k R \approx \pi \left(k + \frac{1}{4} \right) - \frac{3}{8\pi} \frac{1}{\left(k + \frac{1}{4} \right)}, \quad \alpha_0 = 0 \quad (2.26)$$

k étant un entier variant de 1 à ∞ .

De la même façon que pour la configuration unidimensionnelle on peut décrire la relation exprimant la température sur la face supérieure par rapport au flux de chaleur :

$$\bar{T}_0(\alpha_k, s) = H_{3D}(\alpha_k, s) \bar{\varphi}_0(s) f(\alpha_k) \quad (2.27)$$

Où $H_{3D}(\alpha_k, s)$ correspond à $H_{1D}(s)$ en remplaçant $\sqrt{\frac{s}{\alpha}}$ par $\sqrt{\frac{s}{\alpha} + \alpha_k^2}$ et $f(\alpha_k)$ est la transformée de Hankel de la fonction $f(r)$ définissant la répartition du flux de chaleur en fonction du rayon r .

Pour un flux constant sur le rayon r_0 on a :

$$f(r) = 1 \Rightarrow f(\alpha_k) = \frac{r_0}{\alpha_k} J_1(\alpha_k r_0) \quad (2.28)$$

Pour une répartition gaussienne de rayon r_0 :

$$f(r) = \exp\left(-\frac{r^2}{r_0^2}\right) \Rightarrow f(\alpha_k) = \exp\left(-\frac{\alpha_k^2 r_0^2}{4}\right) \quad (2.29)$$

Pour un chauffage en distribution d'Airy :

$$f(r) = \left(\frac{J_1\left(\frac{r}{r_0}\right)}{\frac{r}{r_0}} \right)^2 \Rightarrow f(\alpha_k) = \begin{cases} \frac{2}{r_0} - \alpha_k & \alpha_k \leq \frac{2}{r_0} \\ 0 & \alpha_k > \frac{2}{r_0} \end{cases} \quad (2.30)$$

La transformée inverse de Laplace est calculée dans la pratique à l'aide du algorithme de Stehfest [116] et la transformée inverse de Hankel est obtenue par :

$$\bar{T}(r, z, s) = \sum_{n=1}^{\infty} \bar{T}_h(\alpha_k, z, s) \frac{J_0(\alpha_k r)}{\frac{R^2}{2} J_0(\alpha_k R)^2} \quad (2.31)$$

Il est important de dire que le comportement asymptotique au temps courts (quand $t \rightarrow 0 \Leftrightarrow s \rightarrow \infty$) de deux fonctions de transfert (1D et 3D axisymétrique) est identique :

$$\lim_{s \rightarrow \infty} H_{1D}(s) = \lim_{s \rightarrow \infty} H_{3D}(\alpha_k, s) = \frac{1}{\sqrt{\lambda_d (\rho C_p)_d}} \frac{1}{\sqrt{s}} \quad (2.32)$$

Ce n'est plus le cas au temps longs ($t \rightarrow \infty \Leftrightarrow s \rightarrow 0$) où on obtient :

$$\lim_{s \rightarrow 0} H_{1D}(s) = \frac{1}{h} + \frac{e_s}{\lambda_s} + \frac{e_d}{\lambda_d} + R_c \quad (2.33)$$

pour la configuration 1D, et :

$$\lim_{s \rightarrow 0} H_{3D}(\alpha_k, s) = \frac{\frac{1}{\alpha_k} + R_c \lambda_s e_d e_s \alpha_k^2 + \frac{e_d e_s}{\lambda_d} (\lambda_s \alpha_k + h R_c) + \frac{h e_s}{\lambda_s \alpha_k}}{\alpha_k \left(\lambda_d e_d + \lambda_s e_s + R_c \lambda_d \lambda_s e_d e_s \alpha_k^2 + \frac{h \lambda_d}{\lambda_s} e_d e_s + h R_c \lambda_d e_d + \frac{h}{\alpha_k^2} \right)} \quad (2.34)$$

pour la configuration 3D axisymétrique.

Remarque : On définit la température moyenne sur la zone de chauffe par :

$$T_{0_{moy}}(t) = \frac{2}{\beta r_0^2} \int_0^{r_0} T_0(r, t) \beta r dr \quad (2.35)$$

2.2. Influence des caractéristiques du dépôt sur la température en face avant ($z = 0$)

Nous considérons un dépôt mince d'épaisseur e_d , conductivité λ_d et diffusivité α_d déposé sur un substrat d'épaisseur e_s de conductivité λ_s et diffusivité α_s conformément à la modélisation adaptée dans la section précédente. La résistance de contact à l'interface entre le dépôt et le substrat est notée R_c . La valeur h désigne le coefficient d'échange thermique sur la face arrière.

En utilisant les deux fonctions de transfert $H_{1D}(s)$ et $H_{3D}(\alpha_k, s)$ nous calculons la température sur la face sollicitée avec un flux de chaleur uniforme et dans le cas de la configuration 3D axisymétrique, c'est la température au point d'intersection de l'angle β , notamment pour $r = 0$. Pour toutes les configurations de calcul en 3D axisymétrique, le rayon R est de 15 mm , et le rayon r_0 de la zone de chauffe est de 1 mm .

2.2.1. Réponse impulsionnelle

Un système linéaire et stationnaire est complètement caractérisé par sa réponse impulsionnelle $h(t)$ qui lie ici la température sur la face avant en $r = 0$, $T_0(t)$, au flux de chaleur $\phi_0(t)$, sous la forme du produit de convolution.

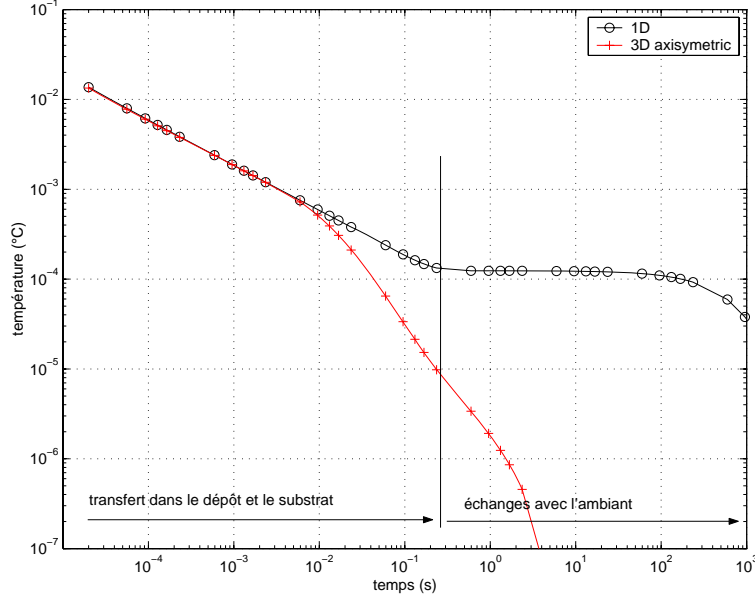


FIG. 2.4. Réponse impulsionnelle calculée à partir des fonctions de transfert $H_{1D}(s)$ et $H_{3D}(r=0, z=0, s)$ pour un système “dépôt-substrat” sans résistance thermique à l’interface. Les valeurs numériques sont : $e_d = 10\mu m$, $\lambda_d = 25 W m^{-1} K^{-1}$, $\alpha_d = 8.33 \cdot 10^{-6} m^2 s^{-1}$, $e_s = 3 \cdot 10^{-3} m$, $\lambda_s = 35 W m^{-1} K^{-1}$, $\alpha_s = 1.31 \cdot 10^{-5} m^2 s^{-1}$, $h = 10 W m^{-2} K^{-1}$.

$$T_0(t) = \int_0^\infty h(\tau) \phi_0(t - \tau) d\tau \quad (2.36)$$

Dans un premier temps, sur la figure 2.4 nous comparons les réponses obtenues à partir de deux fonctions de transfert $H_{1D}(s)$ et $H_{3D}(\alpha_k, s)$. Les propriétés thermiques du système sont supposées proches de celles d’un revêtement de TiN sur un carbure de tungstène [36].

Etant donné que les propriétés du dépôt sont relativement proches de celles du substrat on ne peut pas distinguer la transition entre le transfert dans le revêtement et dans le substrat. C’est pourquoi sur la figure 2.5 nous avons tracé les réponses impulsionnelles avec des caractéristiques thermiques du dépôt et du substrat très différentes. Nous gardons ces propriétés pour les démonstrations suivantes.

Aux temps courts (relation 2.32) les deux courbes sont superposées. Des différences apparaissent durant la diffusion de la chaleur dans le substrat. Afin de rester dans la configuration la plus réaliste vis à vis du procédé d’usinage, les calculs suivants sont effectués à l’aide de la fonction $H_{3D}(\alpha_k, s)$.

On considère maintenant différentes valeurs du ratio α_d/α_s des diffusivités thermiques du dépôt et du substrat. La figure 2.6 permet de distinguer le domaine où les caractéristiques thermophysiques influencent la réponse impulsionnelle du système, soit donc aux temps courts.

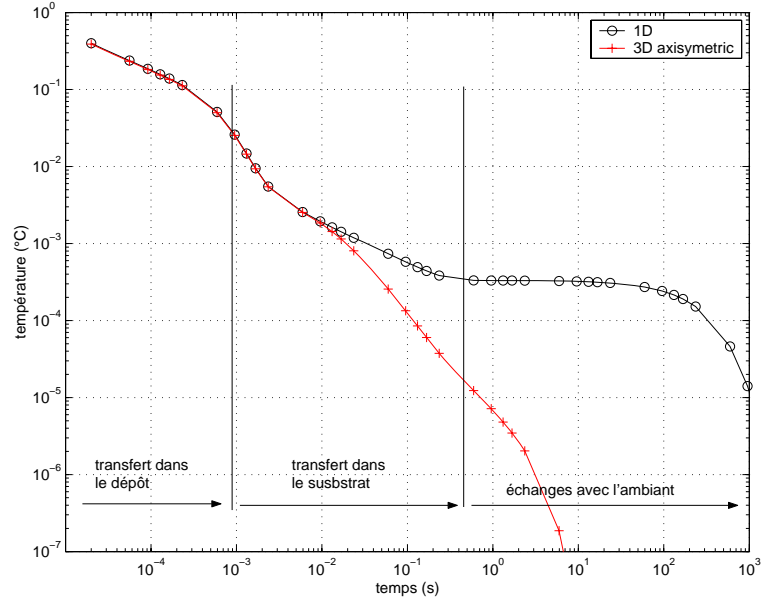


FIG. 2.5. Réponse impulsionnelle calculée à partir des fonctions de transfert $H_{1D}(s)$ et $H_{3D}(r = 0, z = 0, s)$ sans résistance thermique à l'interface. Les valeurs numériques sont : $e_d = 10\mu m$, $\lambda_d = 0.1 W m^{-1} K^{-1}$, $\alpha_d = 1 * 10^{-7} m^2 s^{-1}$, $e_s = 3 * 10^{-3} m$, $\lambda_s = 10 W m^{-1} K^{-1}$, $\alpha_s = 1 * 10^{-5} m^2 s^{-1}$, $h = 10 W m^{-2} K^{-1}$.

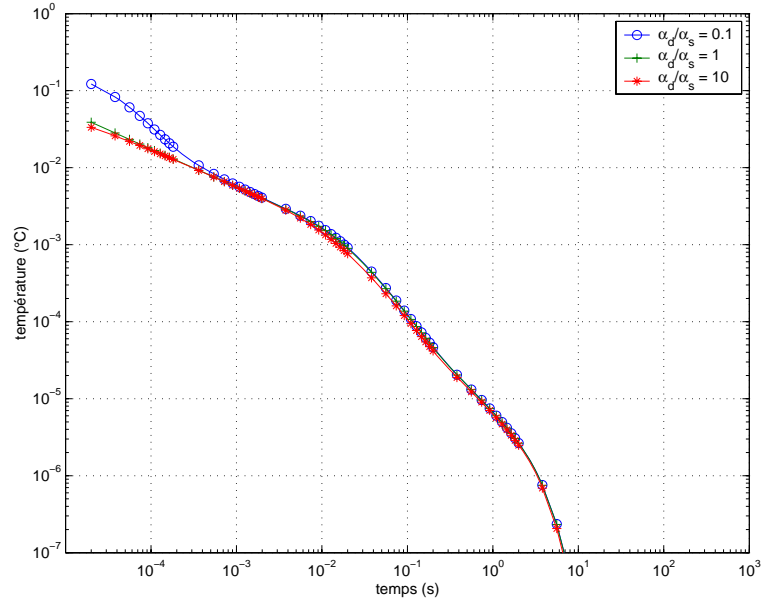


FIG. 2.6. Réponses impulsionnelles calculées à partir de la fonction de transfert $H_{3D}(r = 0, z = 0, s)$ sans résistance thermique à l'interface pour différents ratios α_d/α_s . Les valeurs numériques sont : $e_d = 10 \mu m$, $e_s = 3 * 10^{-3} m$, $\lambda_s = 10 W m^{-1} K^{-1}$, $\alpha_s = 1 * 10^{-5} m^2 s^{-1}$, $h = 10 W m^{-2} K^{-1}$.

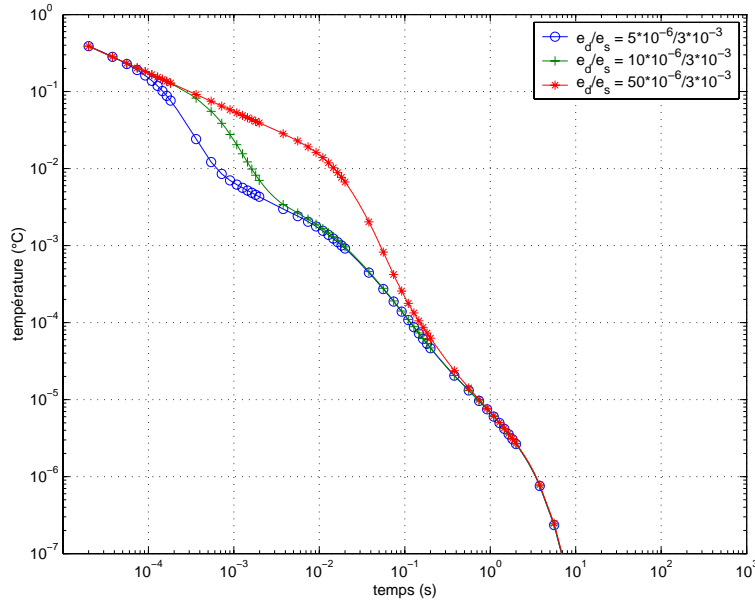


FIG. 2.7. Réponses impulsionnelles calculées à partir de la fonction de transfert $H_{3D}(r=0, z=0, s)$ sans résistance thermique à l'interface pour différents ratios e_d/e_s . Les valeurs numériques sont : $\lambda_d = 0.1 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$, $\alpha_d = 1 * 10^{-7} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$, $e_s = 3 * 10^{-3} \text{ m}$, $\lambda_s = 10 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$, $\alpha_s = 1 * 10^{-5} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$, $h = 10 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$.

La sensibilité de la réponse impulsionnelle à l'épaisseur du revêtement est représentée sur la figure 2.7 en considérant différentes valeurs du rapport e_d/e_s . Comme précédemment, les résultats montrent l'échelle dans laquelle la variation de l'épaisseur du revêtement affecte la réponse impulsionnelle, donc toujours aux temps courts.

Sur la figure 2.8 nous traçons les réponses impulsionnelles pour le système étudié en prenant en compte la résistance thermique de contact R_c . Le but est de voir la façon par laquelle ce paramètre affecte la réponse impulsionnelle et sur quelle échelle du temps.

2.2.2. Réponse indicielle

La réponse indicielle du système est la réponse à une sollicitation thermique constante correspondante à celle que subit un outil pendant la coupe continue. Elle est donc utile pour évaluer l'influence du dépôt sur le comportement thermique d'un outil revêtu. Nous utilisons comme précédemment la fonction $H_{3D}(\alpha_k, s)$ pour la calculer. Pour se placer dans des conditions les plus proches de la réalité nous avons aussi choisi les propriétés du système correspondantes à celles d'un revêtement TiN et d'un substrat en carbure de tungstène (voir la figure 2.4).

Il est important de souligner, que pour ce calcul nous utilisons toujours la même valeur de densité du flux de chaleur égale à $\varphi_0(t) = 7 * 10^6 \text{ W m}^{-2}$.

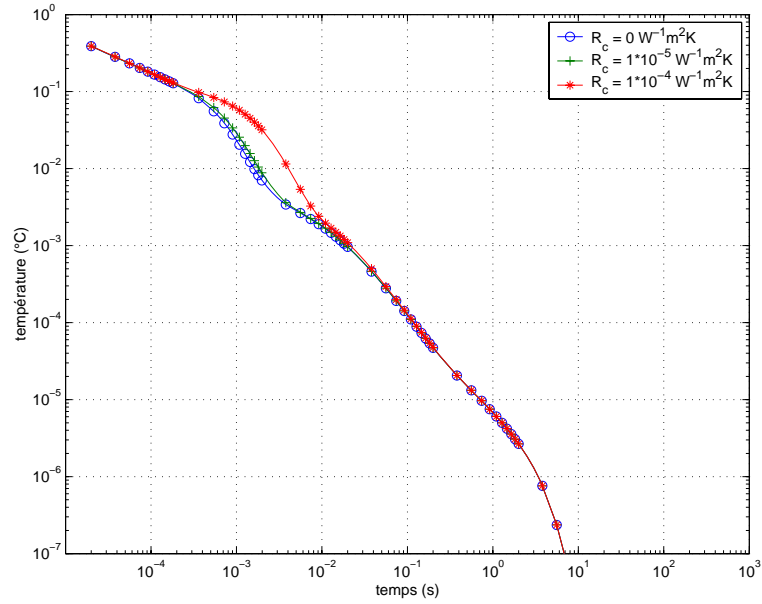


FIG. 2.8. Réponses impulsionnelles calculées à partir de la fonction de transfert $H_{3D}(r=0, z=0, s)$ avec la résistance thermique à l'interface. Les valeurs numériques sont : $e_d = 10 \mu m$, $\lambda_d = 0.1 W m^{-1} K^{-1}$, $\alpha_d = 1 * 10^{-7} m^2 s^{-1}$, $e_s = 3 * 10^{-3} m$, $\lambda_s = 10 W m^{-1} K^{-1}$, $\alpha_s = 1 * 10^{-5} m^2 s^{-1}$, $h = 10 W m^{-2} K^{-1}$.

Sur la figure 2.9 nous avons tracé les trois réponses indicielles qui représentent l'évolution de la température sur la surface chauffée pour différents ratios α_d/α_s .

Sur la figure 2.10 nous présentons les résultats du même calcul, mais avec l'épaisseur du dépôt égale à $2 \mu m$. Cette valeur est plus proche des valeurs d'épaisseur de revêtements des outils de coupe.

Pour compléter cette étude, nous avons fixé les propriétés thermiques du système et nous avons effectué une variation de l'épaisseur du dépôt. La figure 2.11 représente les résultats pour trois épaisseurs du dépôt couvrant la gamme des épaisseurs de revêtements existants dans le domaine d'usinage.

2.2.3. Réponse fréquentielle

En faisant $s = j\omega$, dans la fonction $H_{3D}(\alpha_k, s)$ on obtient son expression dans le domaine fréquentiel (avec $j = \sqrt{-1}$ et $\omega = 2\pi f$ étant la pulsation de chauffe de fréquence f). Le gain et la phase sont définis comme le module et l'argument de la fonction de transfert $H_{3D}(\alpha_k, j\omega)$.

Sur la figure 2.12 nous traçons la réponse fréquentielle du système étudié pour différents ratios α_d/α_s .

La réponse fréquentielle en fonction de l'épaisseur du dépôt (différentes valeurs du rapport e_d/e_s) est présentée sur la figure 2.13.

Sur la figure 2.14 nous présentons la sensibilité de la réponse fréquentielle à la résistance thermique de contact à l'interface.

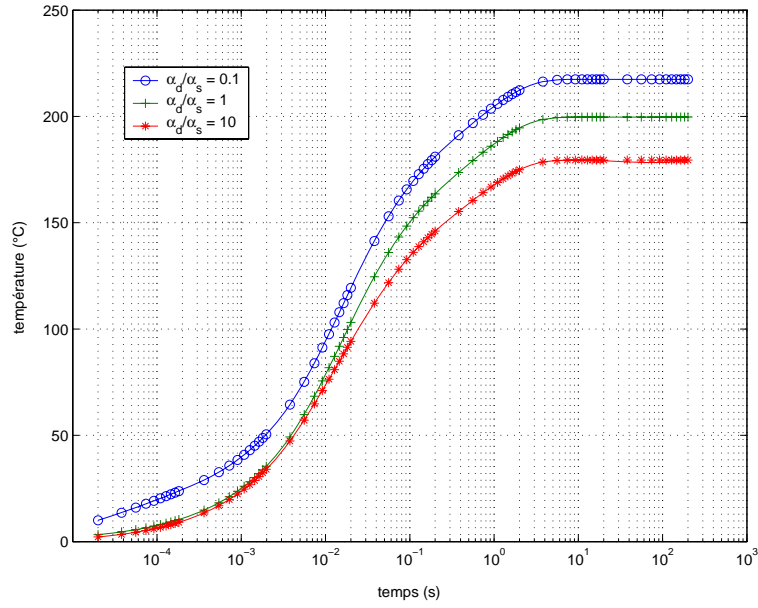


FIG. 2.9. Réponses indicielles calculées à partir de la fonction de transfert $H_{3D}(r = 0, z = 0, s)$ sans résistance thermique à l'interface pour différents ratios α_d/α_s . Les valeurs numériques sont : $e_d = 10 \mu m$, $e_s = 3 * 10^{-3} m$, $\lambda_s = 35 W m^{-1} K^{-1}$, $\alpha_s = 1.31 * 10^{-5} m^2 s^{-1}$, $h = 10 W m^{-2} K^{-1}$.

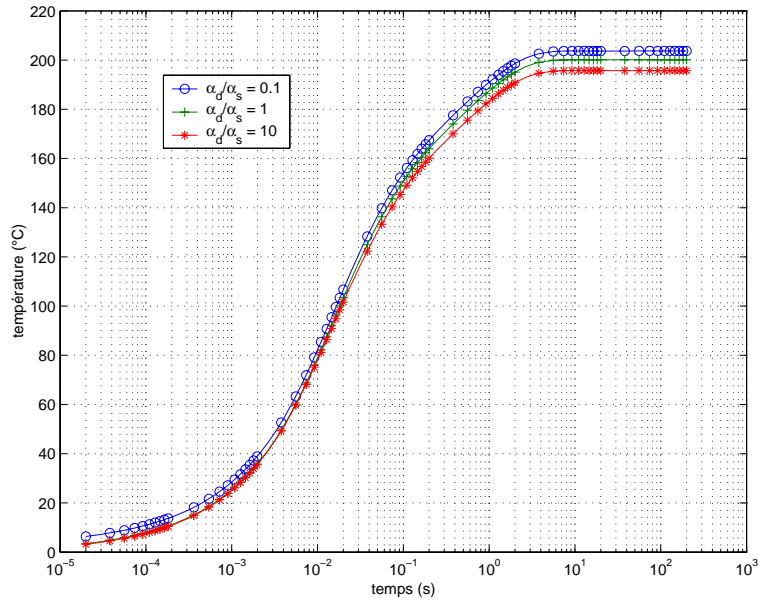


FIG. 2.10. Réponses indicielles calculées à partir de la fonction de transfert $H_{3D}(r = 0, z = 0, s)$ sans résistance thermique à l'interface pour différents ratios α_d/α_s . Les valeurs numériques sont : $e_d = 2 \mu m$, $e_s = 3 * 10^{-3} m$, $\lambda_s = 35 W m^{-1} K^{-1}$, $\alpha_s = 1.31 * 10^{-5} m^2 s^{-1}$, $h = 10 W m^{-2} K^{-2}$.

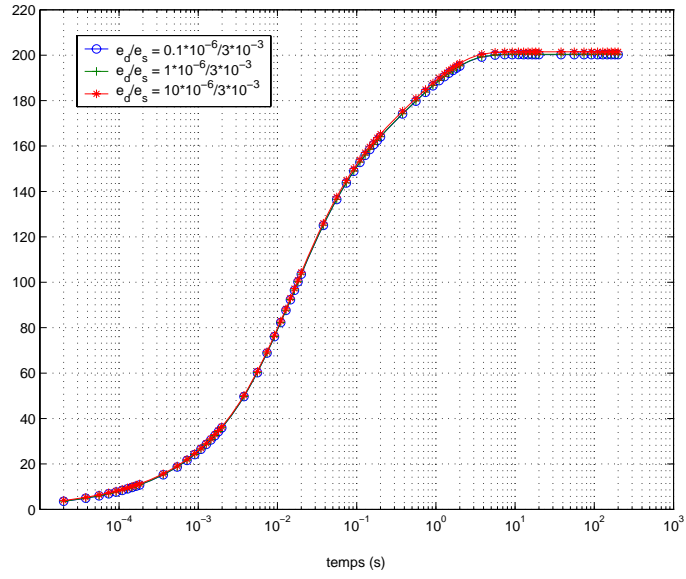


FIG. 2.11. Réponses indicielles calculées à partir de la fonction de transfert $H_{3D}(r=0, z=0, s)$ sans résistance thermique à l'interface pour différents ratios e_d/e_s . Les valeurs numériques sont : $\lambda_d = 25 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, $\alpha_d = 8.33 * 10^{-6} \text{ m}^2\text{s}^{-1}$, $e_s = 3 * 10^{-3} \text{ m}$, $\lambda_s = 35 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, $\alpha_s = 1.31 * 10^{-5} \text{ m}^2\text{s}^{-1}$, $h = 10 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$.

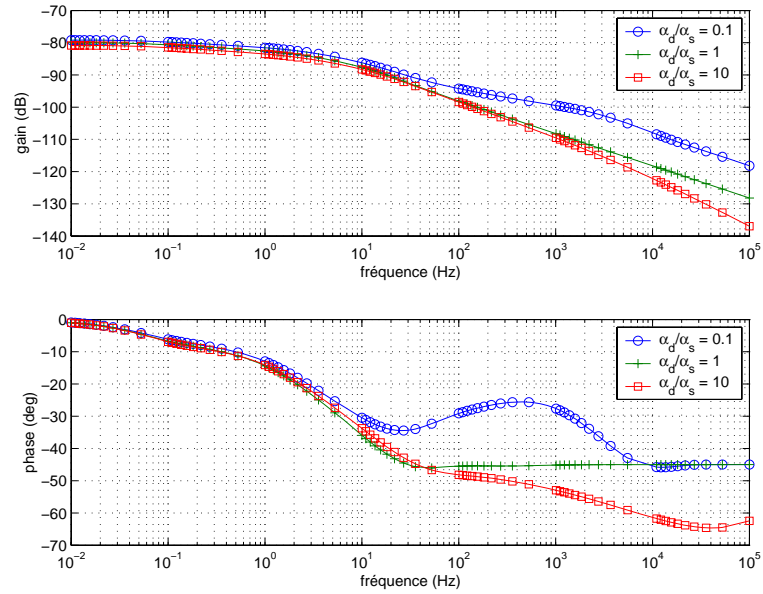


FIG. 2.12. Réponses fréquentielles calculées à partir de la fonction de transfert $H_{3D}(r=0, z=0, j\omega)$ sans résistance thermique à l'interface pour différents ratios α_d/α_s . Les valeurs numériques sont : $e_d = 10 \mu\text{m}$, $e_s = 3 * 10^{-3} \text{ m}$, $\lambda_s = 10 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, $\alpha_s = 1 * 10^{-5} \text{ m}^2\text{s}^{-1}$, $h = 10 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$.

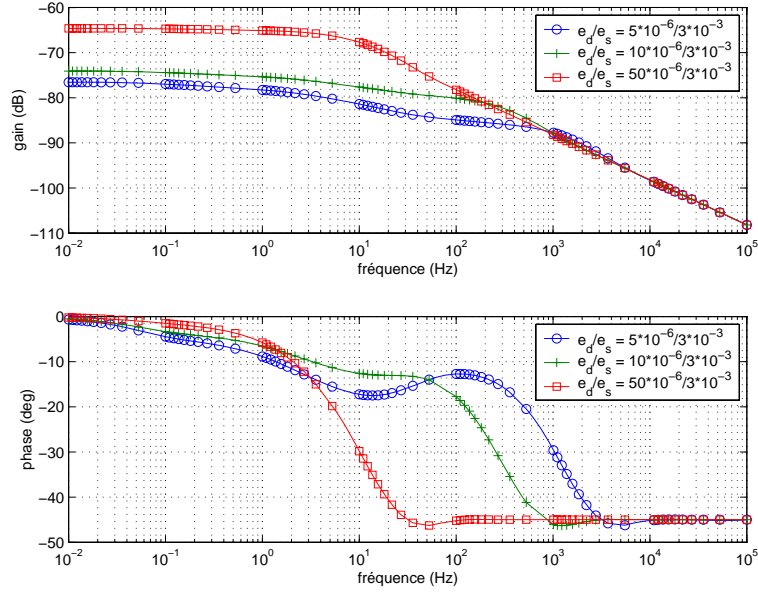


FIG. 2.13. Réponses fréquentielles calculées à partir de la fonction de transfert $H_{3D}(r=0, z=0, j\omega)$ sans résistance thermique à l'interface pour différents ratios e_d/e_s . Les valeurs numériques sont : $\lambda_d = 0.1 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, $\alpha_d = 1 * 10^{-7} \text{ m}^2\text{s}^{-1}$, $e_s = 3 * 10^{-3} \text{ m}$, $\lambda_s = 10 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, $\alpha_s = 1 * 10^{-5} \text{ m}^2\text{s}^{-1}$, $h = 10 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$.

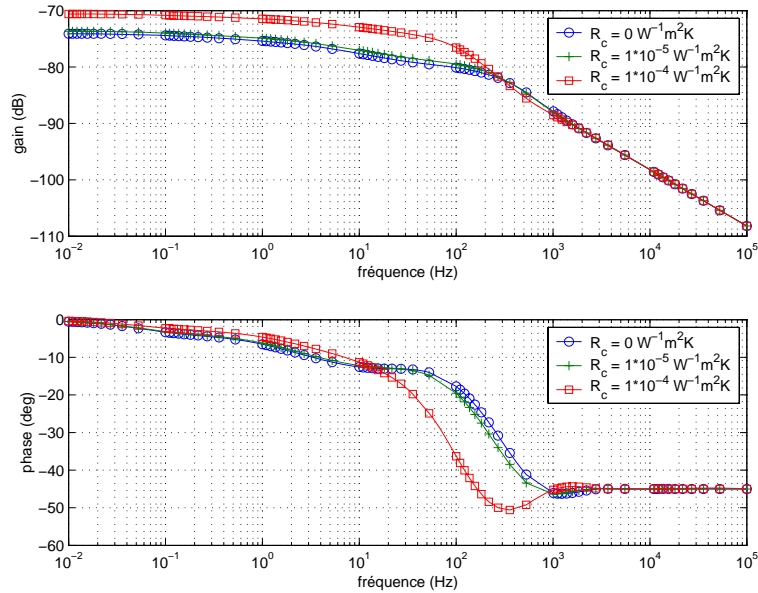


FIG. 2.14. Réponses fréquentielles calculées à partir de la fonction de transfert $H_{3D}(r=0, z=0, j\omega)$ avec la résistance thermique à l'interface. Les valeurs numériques sont : $e_d = 10 \mu\text{m}$, $\lambda_d = 0.1 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, $\alpha_d = 1 * 10^{-7} \text{ m}^2\text{s}^{-1}$, $e_s = 3 * 10^{-3} \text{ m}$, $\lambda_s = 10 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, $\alpha_s = 1 * 10^{-5} \text{ m}^2\text{s}^{-1}$, $h = 10 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$.

2.2.4. Analyse des résultats

Les résultats du calcul de la réponse impulsionnelle apportent des informations vis-à-vis la caractérisation thermique qui sera abordée dans la deuxième partie du mémoire. Les réponses impulsionnelles tracées dans toutes les configurations considérées montrent que trois phases du transfert de chaleur dans un système bicouche sont observables. Puisqu'ici, nous sommes intéressés par des dépôts d'épaisseur de quelques micromètres, le premier domaine de 10^{-5} à $\sim 10^{-3}$ seconde concerne la diffusion de chaleur dans le revêtement. Le second domaine de 10^{-3} à $\sim 10^{-1}$ seconde concerne la diffusion de chaleur dans le substrat. Ces durées sont dépendantes de l'épaisseur du dépôt et du substrat. Pour les temps longs, on observe les pertes dans l'air ambiant (caractérisées par le coefficient h).

En ce qui concerne les caractéristiques thermophysiques du revêtement (figure 2.6), leur influence sur la réponse impulsionnelle ne se manifeste qu'aux temps courts, notamment pendant le transfert dans le dépôt. Au delà, le comportement de la réponse impulsionnelle reste inchangé. Lorsque les propriétés de deux couches du système sont similaires il est difficile de distinguer le domaine de transfert dans le dépôt et le substrat. Dans le cas contraire la transition entre les deux couches est facilement observable. Les dépôts moins diffusifs conduisent à une augmentation de la température sur la face avant du système.

Pour la variation de l'épaisseur du revêtement, les résultats sur la figure 2.7 montrent comme précédemment, que cette variation dans la gamme considérée, affecte la réponse impulsionnelle aux temps courts. Le changement de l'épaisseur du dépôt n'influe pas la valeur de départ de la réponse impulsionnelle. L'augmentation de l'épaisseur prolonge la durée de transfert dans le dépôt.

Les résultats sur la figure 2.8 montrent que l'influence de la résistance R_c se manifeste aux temps courts. On peut parler d'un retard du transfert de chaleur du dépôt vers le substrat. En effet, ce phénomène est identique à celui observé pour une augmentation de l'épaisseur du dépôt (figure 2.7).

De point de vue de la caractérisation thermique, l'ensemble de ces résultats nous montre que pour toute investigation sur le dépôt de quelques micromètres la réponse impulsionnelle aux temps courts doit être exploitée.

Les réponses indicelles calculées permettent d'introduire une discussion sur l'influence d'un revêtement d'outil sur son comportement thermique pendant l'usinage (en coupe continue). Le flux de chaleur pour ces calculs a été fixé, donc l'influence du revêtement du point de vue tribologique n'est pas prise en compte ici. En effet, cette étude ne concerne que la conduction de la chaleur dans le système.

Les résultats sur la figure 2.9, pour un revêtement de $10\mu m$ montrent, que lorsque la diffusivité du dépôt augmente ou diminue dix fois par rapport à celle du substrat,

on trouve une différence en température de l'ordre de $20^{\circ}C$. Comme dans le cas de la réponse impulsionnelle, le revêtement de plus faible diffusivité provoque une augmentation de la température sur la surface du dépôt. Pour un revêtement de $2\ \mu m$, la différence de température trouvée (voir la figure 2.10) ne dépasse pas $4^{\circ}C$. On constate que lorsque l'épaisseur du revêtement est petite, il ne modifie quasiment pas le comportement thermique de l'outil, même quand ses caractéristiques thermophysiques varient considérablement. Le cas le plus réaliste vu les caractéristiques thermiques du système est représenté sur la figure 2.11. On constate que dans la gamme d'épaisseurs utilisées, l'influence du revêtement considéré est négligeable.

Comme nous le verrons au chapitre 4, les niveaux de températures atteints ne peuvent pas être justifiés par la seule influence du dépôt du point de vue du transfert de chaleur mais reposent sur une origine tribologique et par conséquent sur les différences de génération de chaleur dans la zone de contact entre l'outil et le copeau. Cette analyse va bien dans le sens des observations expérimentales obtenues par différents auteurs comme nous l'avons vu au chapitre 1.

Les réponses fréquentielles calculées, confirment les résultats obtenus précédemment, notamment une influence de dépôt sur le transfert de chaleur dans le bicouche. Ces réponses sont utiles de point de vue de la caractérisation thermique. La présence du revêtement affecte tant la phase que le module calculés.

2.3. Représentation de la fonction de transfert à partir de l'opérateur de dérivation d'ordre fractionnaire

Dans l'annexe A nous présentons les notions mathématiques concernant l'opérateur de dérivation fractionnaire. Les travaux précédents, réalisés au laboratoire ont montré que la fonction de transfert analytique de transfert de chaleur peut être représentée à partir de cet opérateur avec l'ordre de dérivation multiple de $\frac{1}{2}$ [6]. Dans l'annexe B nous présentons des développements fractionnaires des solutions de transfert dans les configurations unidimensionnelles [7]. Une méthode d'identification de paramètres et des ordres de dérivation pour une géométrie quelconque a été présentée dans [4]. Une démonstration de cette méthode au travers d'une expérience numérique dans une configuration 2D est présentée dans [2], elle conduit à des ordres de dérivation non entiers multiples de $\frac{1}{2}$.

Nous présentons ici la représentation fractionnaire du modèle de transfert pour un mur 1D fini, la représentation pour un système bicouche 1D est montrée ensuite. Nous terminons par la démonstration de l'opérateur non entier pour la configuration de transfert tridimensionnel.

2.3.1. Modèle 1D pour un mur

Considérons, la configuration géométrique de la figure 2.1 avec $\phi_e = 0$. Le modèle de transfert s'écrit :

$$\bar{T}_0(s) = H_0(s) \bar{\varphi}_0(s) \quad (2.37)$$

avec :

$$H_0(s) = \frac{\cosh(ke)}{\lambda k \sinh(ke)}, \quad k = \sqrt{\frac{s}{\alpha}} \quad (2.38)$$

En utilisant les relations 2.39 et 2.40 :

$$\cosh(z) = \frac{\exp(-z)(\exp(2z) + 1)}{2} \quad (2.39)$$

$$\sinh(z) = \frac{\exp(-z)(\exp(2z) - 1)}{2} \quad (2.40)$$

la fonction de transfert $H_0(s)$ devient :

$$H_0(s) = \frac{\exp(2ke) + 1}{\lambda k (\exp(2ke) - 1)} \quad (2.41)$$

On remplace ensuite les fonctions exponentielles par leur développement en série entière, de rayon de convergence infini, défini par :

$$\exp(z) = \sum_{n=0}^{\infty} \frac{z^n}{n!} \quad (2.42)$$

On obtient alors :

$$H_0(s) = \frac{\sum_{n=0}^{\infty} \beta_n s^{n/2}}{\sum_{n=2}^{\infty} \alpha_n s^{(n+1)/2}} \quad (2.43)$$

avec :

$$\alpha_n = \frac{\lambda e^{n-1}}{\alpha^{(n-1)/2} n!} \quad (2.44)$$

et :

$$\beta_n = \frac{e^{n-1}}{\alpha^{(n-2)/2} n!} \quad (2.45)$$

D'après la relation A.17, le retour dans le domaine temporel conduit à l'expression du modèle liant le flux à la température en $x = 0$ sous la forme :

$$\sum_{n=2}^{\infty} \alpha_n D^\xi T_0(t) = \sum_{n=0}^{\infty} \beta_n D^\xi \varphi_0(t) \quad (2.46)$$

où :

$$\xi = \frac{n}{2} \quad (2.47)$$

avec $D^\xi = \frac{d^\xi}{dt^\xi}$ désignant l'opérateur de dérivation et $\{\alpha_n, \beta_n\}$ désignant les paramètres du modèle.

Ces paramètres s'expriment bien de façon exacte à partir des paramètres thermophysiques.

Le modèle 2.46 est exact en regard du modèle de référence. En tronquant les séries à un ordre $N \geq 1$ on obtient **un modèle non entier réduit**.

2.3.2. Modèle 1D pour un bicouche

Reprenons maintenant la fonction de transfert $H_{1D}(s)$ (relation 2.12). En remplaçant les fonctions hyperboliques dans relations 2.13, 2.14, 2.15, 2.16, 2.17, 2.18 par les relations 2.39 et 2.40, on obtient :

$$G_0 = (\exp(2k_s e_s) + 1)(\exp(2k_d e_d) + 1) + R_c \lambda_s k_s (\exp(2k_s e_s) - 1)(\exp(2k_d e_d) + 1) \quad (2.48)$$

$$G_1 = \frac{\lambda_s k_s}{\lambda_d k_d} (\exp(2k_s e_s) - 1)(\exp(2k_d e_d) - 1) \quad (2.49)$$

$$G_2 = \frac{h}{\lambda_s k_s} (\exp(2k_s e_s) - 1)(\exp(2k_d e_d) + 1) + h R_c (\exp(2k_s e_s) + 1)(\exp(2k_d e_d) + 1) + \frac{h}{\lambda_d k_d} (\exp(2k_d e_d) - 1)(\exp(2k_s e_s) + 1) \quad (2.50)$$

$$G_3 = \lambda_d k_d (\exp(2k_s e_s) + 1)(\exp(2k_d e_d) - 1) \quad (2.51)$$

$$G_4 = R_c \lambda_s k_s (\exp(2k_s e_s) - 1) \lambda_d k_d (\exp(2k_d e_d) - 1) + \lambda_s k_s (\exp(2k_s e_s) - 1)(\exp(2k_d e_d) + 1) \quad (2.52)$$

$$\begin{aligned}
G_5 = & h \frac{\lambda_d k_d}{\lambda_s k_s} (\exp(2k_d e_d) - 1) (\exp(2k_s e_s) - 1) + \\
& h R_c \lambda_d k_d (\exp(2k_d e_d) - 1) (\exp(2k_s e_s) - 1) + \\
& h (\exp(2k_d e_d) + 1) (\exp(2k_s e_s) + 1)
\end{aligned} \tag{2.53}$$

Le développement des fonctions exponentielles en série entière conduit à la fonction :

$$H_{1D}(s) = \frac{\sum_{n=0}^{\infty} \beta_n s^{n/2}}{\sum_{n=0}^{\infty} \alpha_n s^{(n+1)/2}} \tag{2.54}$$

Comme précédemment, le modèle liant la température sur la surface du système bicouche au flux de chaleur, dans le domaine temporel aura donc la forme suivante :

$$\sum_{n=0}^{\infty} \alpha_n D^\xi T_0(t) = \sum_{n=0}^{\infty} \beta_n D^\xi \varphi_0(t) \tag{2.55}$$

$$\xi = \frac{n}{2} \tag{2.56}$$

Par contre il n'est plus possible ici d'obtenir une relation d'ordre général pour α_n et β_n et nous donnons dans le tableau 2.1 l'expression de premiers valeurs de ces paramètres en fonction des caractéristiques thermophysiques.

2.3.3. Modèle 3D pour un bicouche

Considérons maintenant le transfert 3D axisymétrique dans le bicouche (relation 2.27). De la même façon que pour la fonction $H_{1D}(s)$ le développement $H_{3D}(\alpha_k, s)$ conduit à :

$$H_{3D}(\alpha_k, s) = \frac{\sum_{n=0}^{\infty} \beta_n (\alpha_k^2 + s)^{n/2}}{\sum_{n=0}^{\infty} \alpha_n (\alpha_k^2 + s)^{n/2}} \tag{2.65}$$

Le retour dans l'espace temporel demande d'effectuer la transformée inverse de Laplace de $(\alpha_k^2 + s)^{n/2} \bar{\varphi}_0(s)$ et $(\alpha_k^2 + s)^{n/2} \bar{T}_0(s)$. En utilisant la relation A.20 on obtient :

$$\mathcal{L}^{-1} \left\{ (\alpha_k^2 + s)^{n/2} \bar{\varphi}_0(s) \right\} = \exp(-\alpha_k^2 t) \frac{d^{n/2}}{dt^{n/2}} [\varphi_0(t) \exp(\alpha_k^2 t)] \tag{2.66}$$

D'après la relation 2.67, montrée dans [72] :

Paramètre			
α_0	$4h$ (2.57)	β_0	$4 + 4hR_c + \frac{4he_s}{\lambda_s} + \frac{4hed}{\lambda_d}$ (2.58)
α_1	$\frac{4he_s}{\sqrt{\alpha_s}} + \frac{4hed}{\sqrt{\alpha_d}}$ (2.59)	β_1	$\frac{4hed_e_s}{\lambda_s\sqrt{\alpha_d}} + \frac{4hed_e_s}{\lambda_d\sqrt{\alpha_s}} + \frac{4e_s(1+hR_c)}{\sqrt{\alpha_s}} + \frac{4e_d(1+hR_c)}{\sqrt{\alpha_d}}$ (2.60)
α_2	$\frac{4\lambda_s e_s}{\alpha_s} + \frac{4\lambda_d e_d(1+hR_c)}{\alpha_d} + \frac{4h\lambda_d e_d e_s}{\alpha_d \lambda_s} + \frac{4hed_e_s}{\sqrt{\alpha_d}\sqrt{\alpha_s}}$ (2.61)	β_2	$\frac{4R_c \lambda_s e_s}{\alpha_s} + \frac{4e_d e_s(1+hR_c)}{\sqrt{\alpha_s}\sqrt{\alpha_s}} + \frac{4\lambda_s e_d e_s}{\lambda_d \alpha_s}$ (2.62)
α_3	$\frac{4\lambda_s e_d e_s}{\alpha_s \sqrt{\alpha_d}} + \frac{4\lambda_d e_d e_s(1+hR_c)}{\alpha_d \sqrt{\alpha_s}}$ (2.63)	β_3	$\frac{4R_c \lambda_s e_d e_s}{\alpha_s \sqrt{\alpha_d}}$ (2.64)
\vdots		\vdots	

TAB. 2.1. Valeurs de premiers paramètres de l'expression fractionnaire de la fonction de transfert dans un bicouche.

$$D^\nu (f(t) g(t)) = \sum_{j=0}^{\infty} \binom{\nu}{j} [D^j g(t)] [D^{-j+\nu} f(t)] \quad (2.67)$$

on écrit :

$$D^{n/2} (\varphi_0(t) \exp(\alpha_k^2 t)) = \sum_{j=0}^{\infty} \binom{n/2}{j} [D^j (\exp(\alpha_k^2 t))] [D^{-j+n/2} \varphi_0(t)] \quad (2.68)$$

et sachant que :

$$D^\nu (\exp(zt)) = z^\nu \exp(zt) \quad (2.69)$$

on obtient :

$$D^{n/2} (\varphi_0(t) \exp(\alpha_k^2 t)) = \sum_{j=0}^{\infty} \binom{n/2}{j} \alpha_k^{2j} \exp(\alpha_k^2 t) D^{-j+n/2} \varphi_0(t) \quad (2.70)$$

Donc :

$$\mathcal{L}^{-1} \left\{ (\alpha_k^2 + s)^{n/2} \bar{\varphi}_0(s) \right\} = \sum_{j=0}^{\infty} \binom{n/2}{j} \alpha_k^{2j} D^{-j+n/2} \varphi_0(t) \quad (2.71)$$

De la même façon on effectue la transformée inverse sur $(\alpha_k^2 + s)^{n/2} \bar{T}_0(s)$, d'où le modèle 3D axisymétrique liant la température sur la surface du système bicouche au flux de chaleur, dans l'espace temporel s'écrit sous la forme suivante :

$$\sum_{n=0}^{\infty} \alpha_n \sum_{j=0}^{\infty} \binom{n/2}{j} \alpha_k^{2j} D^{-j+n/2} T_0(t) = \sum_{n=0}^{\infty} \beta_n \sum_{j=0}^{\infty} \binom{n/2}{j} \alpha_k^{2j} D^{-j+n/2} \varphi_0(t) \quad (2.72)$$

et donc on retrouve une relation de la forme :

$$\sum_{n=0}^{\infty} \alpha_{n_{3D}} D^\zeta T_0(t) = \sum_{n=0}^{\infty} \beta_{n_{3D}} D^\zeta \varphi_0(t) \quad (2.73)$$

où l'ordre de dérivation est :

$$\zeta = -j + \frac{n}{2} \quad (2.74)$$

et les paramètres $\{\alpha_{n_{3D}}, \beta_{n_{3D}}\}$ comprennent le produit des $\{\alpha_n, \beta_n\}$ avec les sommes de $\binom{n/2}{j} \alpha_k^{2j}$.

2.4. Conclusion

Nous avons développé des modèles de transfert de chaleur dans une structure bicouche. En utilisant le modèle 3D axisymétrique nous avons étudié l'influence du dépôt sur la température face avant du système.

Les simulations de la réponse impulsionnelle effectuées pour les variations de différents paramètres thermophysiques de la structure considérée ont montré que l'influence du dépôt se manifeste aux temps courts.

Le calcul de la réponse indiciale du système nous a permis de simuler l'évolution de la température sur un outil revêtu pendant la coupe continue.

Les simulations que nous avons effectuées montrent que tous les paramètres thermophysiques du dépôt (l'épaisseur, la diffusivité et la résistance thermique de contact) ont une influence sur le comportement thermique du système. Dans le cas de l'outil revêtu, vu les caractéristiques des revêtements utilisés dans la pratique, cette influence paraît très faible.

L'étude a été complétée par le calcul de la réponse fréquentielle des systèmes considérés, qui confirme les résultats obtenus précédemment et qui montre surtout la différence de comportement sur la phase d'un point de vue thermique.

Nous avons présenté le lien entre la fonction de transfert de référence et son développement fractionnaire. Les représentations pour les géométries unidimensionnelles ont été complétés par une démonstration dans le cas 3D axisymétrique. La représentation non entière étant continue vis-à-vis la variable temporelle est très utile du point de vue expérimentale, elle permet d'utiliser une entrée du flux quelconque. Dans les chapitres suivants cette représentation sera l'instrument utilisé pour obtenir les modèles expérimentaux de transfert de chaleur dans les systèmes étudiés.

Chapitre 3

Estimation du flux de chaleur dans un outil revêtu pendant l'usinage

Pour évaluer l'influence d'un revêtement sur les phénomènes thermiques en usinage, la connaissance d'une grandeur, température ou flux thermique, ou les deux, dans la zone de coupe est souhaitable. De nombreuses méthodes de mesure de la température, pendant le procédé d'usinage existent dans la littérature.

Ce chapitre a pour le but de présenter l'analyse de l'influence d'un type de revêtements à partir de l'estimation du flux de chaleur transitant dans l'outil. Dans un premier temps nous dressons un rapide inventaire des méthodes utilisées pour accéder à la température sur l'arête de coupe en usinage du bois. Puis, nous nous orientons vers une approche inverse, qui nécessite de réaliser des mesures de température en un ou plusieurs points de l'outil et de modéliser le transfert de chaleur dans l'outil. L'accomplissement de ces deux tâches fait l'objet de la dernière partie de ce chapitre.

3.1. Méthodes de mesure de la température à l'interface outil-matière en usinage du bois

Les méthodes de mesure de température dans une opération d'usinage du bois présentées dans la littérature se répartissent principalement en trois groupes. On distingue : les mesures directes, les mesures à posteriori et les mesures indirectes.

3.1.1. Mesures directes

Cette approche consiste à positionner un ou plusieurs capteurs au plus près de la zone de coupe et à effectuer une mesure directe approximative.

3.1.1.1. Mesures avec contact

Dans ce cas on cherche à placer un ou plusieurs thermocouples dans l'outil au plus près de la zone sollicitée [55, 87, 110]. Les mesures faites dans ces configurations, sont délicates à interpréter. Le gradient de température dans cette zone est très important, donc la température mesurée s'écarte considérablement de la température moyenne sur l'arête de coupe. Une autre approche consiste à fabriquer un outil

couple [21], cette méthode permet d'obtenir une température moyenne au point de la jonction. Il faut néanmoins souligner que, la température sur la longueur de l'arête n'est pas constante à cause des différents coefficients de frottements des deux parties du couple avec la matière usinée.

3.1.1.2. Mesures sans contact

Ces méthodes sont basées sur l'utilisation de détecteurs ou cameras infrarouge. Dans le cas du détecteur IR, on place le spot à proximité de l'arête de coupe [89, 90, 91, 92]. Une camera infrarouge donne une représentation complète de la zone de coupe [88]. Les mesures sont par contre difficilement exploitables étant donné la difficulté à estimer un coefficient d'émission. Par ailleurs, dans ce genre de méthodes on observe que la face latérale de l'outil. Sur la figure 3.1 nous présentons une image obtenue par thermographie infrarouge sur le coté de l'outil en coupe orthogonale du bois de bouleau. Cette technique offre par contre d'énormes avantages vis à vis de l'analyse du transfert de chaleur dans le matériau usiné, notamment par la visualisation des isothermes.

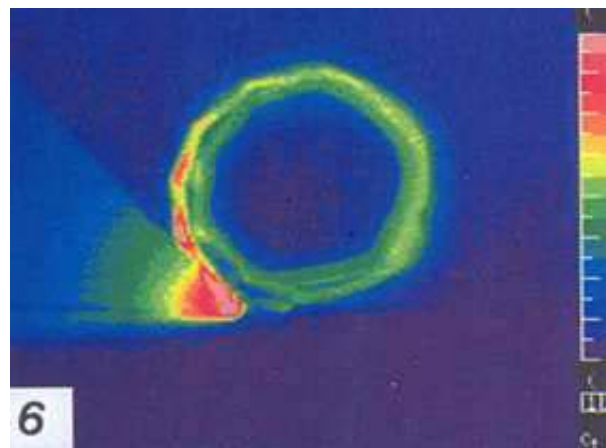


FIG. 3.1. Image infrarouge de la zone de coupe en coupe orthogonale à faible vitesse [88].

3.1.2. Mesures à posteriori

Il existe deux approches qui consistent à estimer la température de l'outil par des méthodes physico-chimiques en fin d'usinage.

3.1.2.1. Produits termosensibles

Le principe est de construire un outil avec un film de produit termosensible [119]. Ce film subit un changement de phase à un niveau de température fixe. L'utilisation de produits différents permet donc de visualiser les isothermes. Il est quand même difficile d'obtenir, avec ce genre de méthodes, une température sur l'arête de

coupe puisqu'un produit correspond à une seule température. La difficulté repose aussi dans le fait qu'il faut effectuer successivement plusieurs essais.

3.1.2.2. Analyse métallurgique

Ces méthodes sont principalement basées sur la connaissance de la corrélation des changements de la micro dureté du matériau de l'outil avec la température [50, 92]. Ce genre des méthodes est peu utilisé car la corrélation thermo-structurale est incertaine selon le type d'outil utilisé.

3.1.3. Mesures indirectes

En raison de tous les inconvénients cités précédemment, certains auteurs se sont tournés vers une approche indirecte ou inverse, qui consiste à estimer les conditions thermiques sur l'arête de coupe à partir de mesures de température réalisées en des points se trouvant à une certaine distance de la zone de coupe. Cette approche facilite la métrologie, par contre il est nécessaire de développer un modèle du comportement thermique liant les conditions thermiques recherchées à la température mesurée.

Dans le domaine de l'usinage du bois on trouve très peu travaux concernant les approches inverses. On peut citer : Csanady [19, 20] qui modélise le transfert de chaleur dans un outil de fraisage à partir d'une méthode de discretisation spatiale de type des éléments finis. Ce modèle et les températures mesurées à une distance de la zone sollicitée en usinage, lui permettent de déterminer le flux de chaleur entrant dans l'outil. La température sur l'arête de coupe est calculée à partir du flux estimé et du modèle de comportement thermique de l'outil. Une démarche similaire, en utilisant la méthode des éléments aux frontières est présentée dans [108, 109].

Okumura [85, 86] a présenté un modèle aux différences finies et une approche analytique, néanmoins pour calculer le champ de températures dans l'outil il utilise un flux de chaleur choisi arbitrairement.

Les résultats de ces approches sont très dépendants de la connaissance des propriétés thermiques du matériau de l'outil ainsi que de la localisation exacte des mesures sur le maillage.

3.2. Méthode inverse d'estimation du flux de chaleur dans l'outil

Pour notre application, nous avons opté pour une approche inverse afin d'estimer les conditions thermiques sur la zone de coupe à partir des mesures de température réalisées à une certaine distance de cette zone. La fiabilité de cette approche dépend d'une part de la qualité des mesures et d'autre part de la précision du modèle du transfert de chaleur dans l'outil.

Dans ce contexte, une démarche est développée au laboratoire depuis quelques années. La résolution du problème inverse de diffusion de chaleur dans l'outil a été menée en coupe métallique pour les procédés de tournage [99], fraisage [28] et perçage [5].

3.2.1. Mesure de la température dans l'outil

L'estimation du flux thermique sollicitant l'outil durant usinage nécessite une mesure de la température en un ou plusieurs points dans l'outil. Le dispositif de mesure de température est donc situé à quelques millimètres de l'arête de coupe. Ce dispositif doit être placé dans l'outil de façon à ne pas gêner son fonctionnement pendant les phases d'usinage, il doit satisfaire plusieurs conditions :

- il ne doit pas perturber le fonctionnement optimal de l'outil pendant l'usinage, sa présence dans l'outil ne doit pas modifier la coupe et donc l'état final des pièces usinées
- du point de vue de l'inversion le capteur doit être placé le plus près possible de l'arête de coupe. Plus le capteur sera placé près de la surface d'application du flux et plus la sensibilité de la température au point de mesure vis-à-vis du flux dans l'outil sera grande
- néanmoins il ne doit pas fragiliser l'outil. Pour insérer les capteurs le plus près de l'arête de coupe, il faut usiner l'outil. Ces usinages ne doivent pas entraîner une fragilisation et donc une cassure ou rupture de l'outil pendant la coupe

Dans nos travaux nous allons utiliser l'approche basée sur l'emploi de micro thermistances (figure 3.2), dont la résistivité varie en fonction de la température.



FIG. 3.2. Micro-thermistance [120].

Les micro-thermistances peuvent être utilisées de -50°C à 150°C et sont composées d'un tube de polyamide de diamètre 0.74 mm et de longueur 4 mm rempli de résine époxy. Ces dimensions lui confèrent une inertie faible et donc un temps de réponse

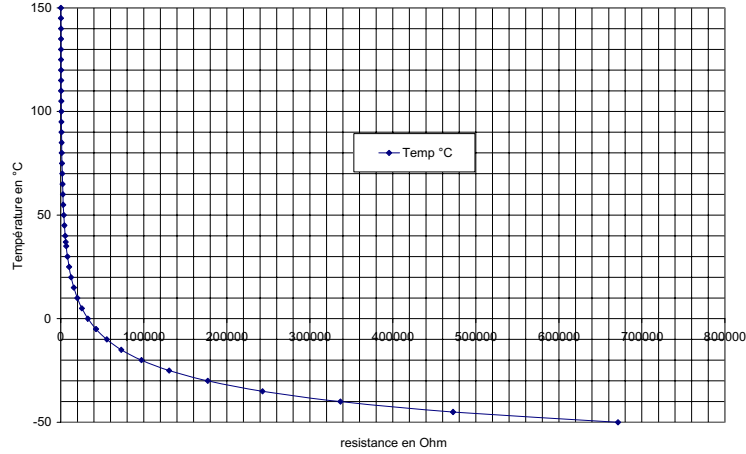


FIG. 3.3. Courbe d'étalonnage de la thermistance.

rapide de l'ordre de 250 ms devant les variations du flux pouvant survenir en coupe continue.

La résistance de la thermistance varie en fonction de la température. La mesure de la résistance du capteur consiste à envoyer un courant constant dans la thermistance et à mesurer la tension correspondante à ses bornes. Le générateur de courant pour la thermistance est bâti autour du composant électronique LM334 qui permet de limiter le courant à $10 \mu A$ de manière à ne pas créer un auto échauffement et donc à fausser la mesure.

La figure 3.3 présente la courbe d'étalonnage de la thermistance utilisée. A partir de ces données nous avons établi la relation 3.1 :

$$T(V, t) = \left(\frac{V(t)}{10^{-5}} \right)^{-0.14} \times 602.66 - 139.35 \quad (3.1)$$

L'acquisition de la tension et la détermination de la température sont pilotées et traitées à l'aide du logiciel LabVIEW. Le schéma du dispositif de mesure de la température dans un outil est représenté sur la figure 3.4. La sensibilité de cette thermistance est de l'ordre d'une dizaine de mV par $^{\circ}C$, soit donc beaucoup plus élevée qu'un thermocouple. Le rapport signal sur bruit est donc très intéressant vis-à-vis de notre application où les perturbations sont nombreuses et de nature variée.

Les logements des thermistances sont réalisés par électroérosion. La thermistance est maintenue fixe, dans son logement, à l'aide d'un adhésif époxy mono composant chargé d'argent, d'excellente conductivité thermique. **Dans le cas de la thermistance, les dimensions du capteur ne sont pas négligeables, il sera donc nécessaire de prendre en compte la dynamique du capteur et son influence sur le transfert de chaleur dans l'outil.**

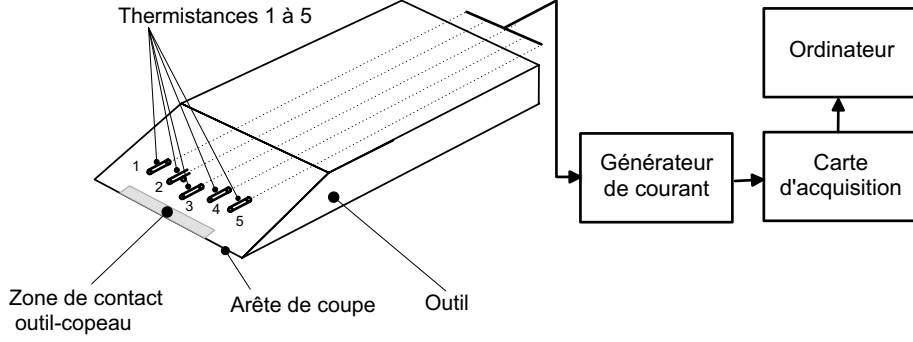


FIG. 3.4. Schéma du dispositif de mesure de la température dans un outil.

3.2.2. Estimation du flux de chaleur dans l'outil pendant l'usinage

Cette partie concerne la résolution du problème inverse, notamment l'estimation du flux de chaleur dans l'outil. Pour un système monovarié, la procédure de résolution prend une forme simple. Elle est séquentielle et par conséquent permet une estimation en temps réel de flux.

3.2.2.1. Méthode d'estimation séquentielle avec spécification de fonction.

Nous utilisons une méthode d'estimation séquentielle avec spécification de fonction constante sur r pas de temps futurs. Cette méthode a été développée par Beck et al. [8]. Dans cette méthode on suppose que, au temps $t = K\Delta t$ le flux de chaleur est constant de $K\Delta t$ à $(K + r - 1)\Delta t$, ($K = 1, \dots, N$).

$$\phi(K\Delta t) = \phi((K + 1)\Delta t) = \dots = \phi((K + r - 1)\Delta t) \quad (3.2)$$

La température au capteur j , $1 \leq j \leq J$ calculée à l'instant $K\Delta t$ est donnée par le produit de convolution sous sa forme discrète :

$$T_j(K\Delta t) = \sum_{l=1}^K h_j((K - l + 1)\Delta t) \phi(l\Delta t) + T_j(0) \quad (3.3)$$

La relation 3.2 permet d'écrire :

$$\left\{ \begin{array}{l} T_j(K\Delta t) = dh_{j,1}\phi(K\Delta t) + \tilde{T}_j(K\Delta t) \\ T_j((K + 1)\Delta t) = dh_{j,2}\phi(K\Delta t) + \tilde{T}_j((K + 1)\Delta t) \\ \vdots \\ T_j((K + r - 1)\Delta t) = dh_{j,r}\phi(K\Delta t) + \tilde{T}_j((K + r - 1)\Delta t) \end{array} \right. \quad (3.4)$$

avec :

$$dh_{j,i} = \sum_{l=1}^i h_j(l\Delta t), \quad 1 \leq i \leq r \quad (3.5)$$

et :

$$\tilde{T}_j((K+i-1)\Delta t) = \sum_{l=1}^{K-1} h_j((K+i-l)\Delta t) \hat{\phi}(l\Delta t) + T_j(0) \quad (3.6)$$

où $h_j(l\Delta t)$ désigne la valeur de la réponse impulsionnelle pour le capteur j , $1 \leq j \leq J$ au temps $l\Delta t$.

L'estimation du flux de chaleur par la méthode des moindres carrés, avec les mesures de température aux capteurs, notés :

$Y_j(K\Delta t), Y_j((K+1)\Delta t), \dots, Y_j((K+r-1)\Delta t)$, $1 \leq j \leq J$, consiste à minimiser :

$$S = \sum_{i=1}^r \sum_{j=1}^J (Y_j((K+i-1)\Delta t) - T_j((K+i-1)\Delta t))^2 \quad (3.7)$$

La dérivée $\frac{\partial S}{\partial \phi(K\Delta t)}$ est posée égale à 0 et $\phi(K\Delta t)$ est remplacé par son estimation, ce qui nous donne :

$$\hat{\phi}(K\Delta t) = \frac{\sum_{i=1}^r \sum_{j=1}^J (Y_j((K+i-1)\Delta t) - \tilde{T}_j((K+i-1)\Delta t)) dh_{j,i}}{\sum_{i=1}^r \sum_{j=1}^J (d_{j,i})^2} \quad (3.8)$$

La procédure séquentielle est conduite de la façon suivante : on calcule $dh_{j,i}$ et $\tilde{T}_j((K+i-1)\Delta t)$ à partir des relations 3.5 et 3.6. Le flux de chaleur est estimé à partir de la relation 3.8 puis on incrémente la valeur de K et on répète la procédure.

3.2.2.2. Echantillonnage pour la résolution du problème inverse

La relation 3.8 montre qu'il faut que :

$$\sum_{i=1}^r \sum_{j=1}^J (d_{j,i})^2 \neq 0 \Rightarrow \sum_{l=1}^i h_j(l\Delta t) \neq 0 \quad (3.9)$$

Ceci implique que, pour la résolution du problème inverse, le pas d'échantillonnage ne doit pas être pris inférieur au temps de diffusion t_{diff} de la chaleur entre la surface d'application du flux et le capteurs. Dans le contraire, le nombre de pas de temps futurs r devra être grand. Le choix judicieux sera donc de prendre :

$$\Delta t = t_{diff} \quad (3.10)$$

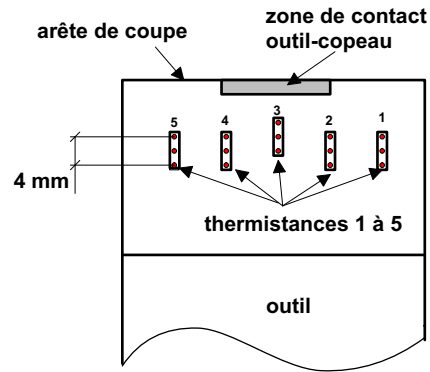


FIG. 3.5. Représentation des distances entre la zone de contact outil-copeau et les positionnements des capteurs.

3.2.3. Vers un modèle approprié à la résolution du problème inverse

La seconde condition à remplir pour résoudre proprement un problème inverse de conduction de la chaleur, est d'établir un modèle précis du transfert de chaleur dans le système, afin de lier le flux dans l'outil à la température aux points de mesure.

Ce modèle nous servira à calculer la réponse impulsionnelle qui sera utilisée dans l'algorithme d'inversion (relation 3.8).

Le transfert de chaleur dans l'outil est tridimensionnel, une solution analytique telle que celle présentée au chapitre 2 basée sur les équations de chaleur peut être appliquée, cependant pour une géométrie complexe une telle solution devient très approximative. Dans ce cas, une méthode de discrétisation spatiale, de type éléments finis par exemple, peut être envisagée. Toutefois la connaissance des propriétés thermiques du matériau de l'outil (la conductivité, la diffusivité) est nécessaire, de plus, si l'outil est constitué de plusieurs éléments, il intervient de nombreux autres paramètres tels que les résistances thermiques de contact.

De plus, dans la présente configuration il apparaît que le capteur choisi pour mesurer la température dans l'outil est de dimension comparable à la distance entre la zone d'application du flux et ce capteur (voir figure 3.5). D'une part, il peut donc modifier le transfert de chaleur dans l'outil et, d'autre part, la mesure est de nature volumique donc difficilement assimilable à un noeud sur un maillage du domaine. De plus la position du capteur dans l'outil n'est pas connue exactement, on ne peut parler que d'une position approximative.

Face à ces difficultés, une approche fondamentalement différente, au sens de l'identification de système est proposée [3].

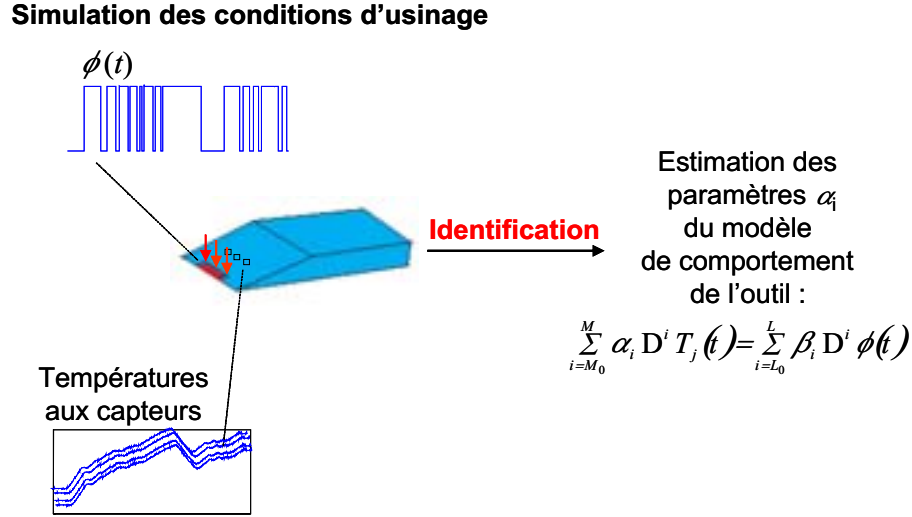


FIG. 3.6. Schéma présentant l'obtention du modèle par identification du système.

3.3. Approche par identification du système

Les difficultés à modéliser correctement le transfert de chaleur dans l'outil de coupe nous ont amené à identifier ce modèle à partir de mesures réalisées sur un banc expérimental permettant de simuler les conditions thermiques de la coupe sur l'outil.

3.3.1. Identification du système

Le principe de l'identification du système est présenté sur la figure 3.6. Cette approche est issue du domaine de l'automatique. On suppose l'existence d'une relation linéaire liant la variable d'entrée, ici le flux sur l'arête de coupe, à la variable de sortie, ici la température d'un capteur. D'après Ljung [68] et Soderström [107], la représentation classique d'une telle relation est de la forme suivante :

$$\sum_{n=M_0}^M a_n D^n T_j(t) = \sum_{n=L_0}^L b_n D^n \phi(t), \quad a_{M_0} = 1 \quad (3.11)$$

Cette formulation continue en temps, est utilisable sous sa forme discrète avec un pas de temps Δt . Les valeurs des bornes $\{L_0, L, M_0, M\}$ des séries dépendent essentiellement de la distance entre la surface sollicitée et la position du capteur.

Avantages et inconvénients de l'identification du système. L'identification du système présente de nombreux avantages vis-à-vis de notre problème inverse :

- le modèle est indépendant de la dimension du transfert de chaleur (1D, 2D ou 3D).

- pour identifier le paramètres du modèle il n'est pas nécessaire de connaître les paramètres thermiques du système.
- le système identifié prend en compte la dynamique du capteur utilisé
- le système identifié prend en compte la nature volumique de la mesure dû fait des dimensions du capteur
- le même capteur est utilisé dans la phase d'identification du système et dans la procédure de résolution du problème inverse, ce qui annule les incertitudes vis-à-vis de sa position dans l'outil.
- le modèle relie seulement les valeurs désirées, c'est-à-dire le flux de chaleur et la température au capteur nécessaires pour la résolution du problème inverse, autrement dit il n'est pas nécessaire de calculer la température en chaque point de l'outil, qui est le cas de la méthode des éléments finis par exemple.

Cette approche est donc bien adaptée à la résolution du problème inverse.

L'inconvénient majeur de l'identification du système est qu'il est nécessaire de reproduire sur l'arête de coupe les conditions thermiques qu'elle subit pendant l'usinage. Un banc expérimental, permettant de contrôler et de mesurer le flux de chaleur sur l'outil doit être donc développé.

La structure de modèle présentée (relation 3.11) a été utilisée dans [3]. Les résultats ont montré que ce modèle permet de reproduire correctement le comportement thermique aux temps longs, par contre, il faut un nombre de paramètres assez important pour décrire le comportement réel aux temps courts, notamment lorsque le capteur est placé près de la surface d'application de la sollicitation qu'on veut estimer, condition indispensable pour assurer la qualité de l'inversion.

Evolution vers le modèle non entier. Comme nous l'avons montré au chapitre 2 ainsi que dans différents travaux théoriques déjà réalisés dans des études précédentes, voir [2, 4, 6, 7], une structure de modèle identique à celle de la relation 3.11 et qui soit cohérente avec le transfert de chaleur par diffusion, doit s'écrire :

$$\sum_{n=M_0}^M \alpha_n D^\xi T_j(t) = \sum_{n=L_0}^L \beta_n D^\xi \phi(t), \quad \alpha_{M_0} = 1 \quad (3.12)$$

avec :

$$\xi = \frac{n}{2} \quad (3.13)$$

En effet, l'ordre non entier multiple de $\frac{1}{2}$ correspond au comportement des milieux semi infinis. L'ordre de dérivation devient entier aux temps longs quand le système est de dimension finie. Entre ces deux comportements asymptotiques le modèle s'exprime par une somme de dérivées successives d'ordre multiple de $\frac{1}{2}$.

Un petit nombre de paramètres dans cette relation permet de fidèlement simuler le comportement du système dans le domaine temporel. Les paramètres du modèle s'expriment explicitement en fonction des caractéristiques thermophysiques et géométriques du milieu considéré.

3.3.2. Identification du système non entier

Une collaboration avec l'équipe CRONE du laboratoire LAP a abouti au développement d'un algorithme d'identification des paramètres du modèle non entier à partir des mesures de la température et du flux. Le déroulement de cette procédure est le suivant :

Soit $e_j(t)$ l'erreur de mesure à l'instant t définie par :

$$Y_j(t) = T_j(t) + e_j(t) \quad (3.14)$$

En remplaçant la valeur de $T_j(t)$ donnée par la relation 3.14, dans la relation 3.12 on trouve :

$$D^{M_0/2}Y_j(t) = \sum_{n=L_0}^L \beta_n D^{n/2}\phi(t) - \sum_{n=M_0+1}^M \alpha_n D^{n/2}Y_j(t) + \varepsilon_j(t) \quad (3.15)$$

Le résidu $\varepsilon_j(t)$ s'exprime donc en fonction des dérivées non entières d'ordre commun $\frac{1}{2}$ de l'erreur de mesure :

$$\varepsilon_j(t) = \sum_{n=M_0}^M \alpha_n D^{n/2}e_j(t) \quad (3.16)$$

La relation 3.15 peut être représentée sous la forme de la régression linéaire suivante :

$$D^{M_0/2}Y_j(t) = \mathbf{H}_j(t)\theta + \varepsilon_j(t) \quad (3.17)$$

avec :

$$\mathbf{H}_j(t) = \left[-D^{(M_0+1)/2}Y_j(t) - \dots - D^{M/2}Y_j(t) \quad D^{L_0/2}\phi(t) \dots D^{L/2}\phi(t) \right] \quad (3.18)$$

et :

$$\theta_j = [\alpha_{M_0+1} \dots \alpha_M \quad \beta_{L_0} \dots \beta_L]^T \quad (3.19)$$

Si on considère $K + 1$ mesures successives, le pas d'échantillonnage entre chaque mesure étant constant et égal à Δt , la relation 3.17 devient :

$$D^{M_0/2}\mathbf{Y}_K(t) = \mathbf{H}_K(t)\theta + \mathbf{E}_K \quad (3.20)$$

avec :

$$\mathbf{Y}_K = \begin{bmatrix} Y_j(t) \\ Y_j(t + \Delta t) \\ \vdots \\ Y_j(t + K\Delta t) \end{bmatrix} \quad (3.21)$$

$$\mathbf{H}_K = \begin{bmatrix} \mathbf{H}_j(t) \\ \mathbf{H}_j(t + \Delta t) \\ \vdots \\ \mathbf{H}_j(t + K\Delta t) \end{bmatrix} \quad (3.22)$$

et :

$$\mathbf{E}_K = \begin{bmatrix} \varepsilon_j(t) \\ \varepsilon_j(t + \Delta t) \\ \vdots \\ \varepsilon_j(t + K\Delta t) \end{bmatrix} \quad (3.23)$$

L'estimation du vecteur des paramètres est classiquement obtenue au sens des moindres carrés linéaires par :

$$\hat{\theta}_j = (\mathbf{H}_K^T \mathbf{H}_K)^{-1} \mathbf{H}_K^T D^{M_0/2} \mathbf{Y}_K \quad (3.24)$$

Comme le montre la relation 3.18, le vecteur de régression s'exprime en fonction des dérivées non entières des mesures de température et du flux à chaque instant d'échantillonnage. L'opération de dérivation amplifiant les erreurs de mesures (se reporter à la figure A.1), il n'est pas envisageable de construire ce vecteur avec les données directement mesurées.

Integration non entière. Plutôt que de filtrer les données expérimentales [18], une solution consiste à remplacer l'opérateur de dérivation non entière par l'opérateur d'intégration non entière qui sera beaucoup moins sensible à l'influence du bruit de mesure contenu dans les données. Cette opération diminue cependant la sensibilité de la température au point de mesure vis-à-vis des paramètres aux temps courts. L'obtention de la nouvelle expression du modèle à partir de l'opérateur d'intégration non entière est présentée dans l'annexe B. Cette nouvelle expression est de la forme :

$$\mathbf{I}^{(M-M_0)/2} \mathbf{Y}_j(t) = \sum_{n=L_0}^L \beta_n \mathbf{I}^{(M-n)/2} \phi(t) - \sum_{n=M_0+1}^M \alpha_n \mathbf{I}^{(M-n)/2} \mathbf{Y}_j(t) + \varepsilon'_j(t) \quad (3.25)$$

avec :

$$\varepsilon'_j(t) = \sum_{n=M_0}^M \alpha_n \mathbf{I}^{(M-n)/2} e_j(t) \quad (3.26)$$

Ceci nous conduit à la nouvelle expression du vecteur des paramètres $\hat{\theta}$ par :

$$\hat{\theta}_j = \left(\mathbf{H}'_K{}^T \mathbf{H}_K \right)^{-1} \mathbf{H}'_K{}^T \mathbf{I}^{(M-M_0)/2} \mathbf{Y}_K \quad (3.27)$$

avec la nouvelle expression de la matrice de régression :

$$\mathbf{H}'_K = \begin{bmatrix} \mathbf{H}'_j(t) \\ \mathbf{H}'_j(t + \Delta t) \\ \vdots \\ \mathbf{H}'_j(t + K\Delta t) \end{bmatrix} \quad (3.28)$$

$$\mathbf{H}'_j(t) = \left[-\mathbf{I}^{(M-M_0-1)/2} \mathbf{Y}_j(t) - \dots - \mathbf{Y}_j(t) \quad \mathbf{I}^{(M-L_0)/2} \phi(t) \dots \mathbf{I}^{(M-L)/2} \phi(t) \right] \quad (3.29)$$

et :

$$\mathbf{E}'_K = \begin{bmatrix} \varepsilon'_j(t) \\ \varepsilon'_j(t + \Delta t) \\ \vdots \\ \varepsilon'_j(t + K\Delta t) \end{bmatrix} \quad (3.30)$$

Estimation recursive du vecteur des paramètres. Nous avons significativement amélioré l'algorithme, lorsque le nombre K de données est très élevé. Dans ce cas il est plus intéressant d'utiliser la relation 3.27 sous sa forme récurrente. On montre (voir [68] p. 303) que l'on peut exprimer la valeur des paramètres estimés à l'instant t à partir de ceux estimés à l'instant précédent par :

$$\hat{\theta}_j(t) = \hat{\theta}_j(t-1) + \mathbf{L}(t) \left[\mathbf{I}^{(M-M_0)/2} \mathbf{Y}_j(t) - \mathbf{H}'(t) \hat{\theta}_j(t-1) \right] \quad (3.31)$$

avec :

$$\mathbf{L}(t) = \frac{\mathbf{P}(t-1) \mathbf{H}'^T(t)}{\lambda(t) + \mathbf{H}'(t) \mathbf{P}(t-1) \mathbf{H}'^T(t)} \quad (3.32)$$

$$\mathbf{P}(t) = \mathbf{P}(t-1) - \frac{\mathbf{P}(t-1) \mathbf{H}'^T(t) \mathbf{H}'(t) \mathbf{P}(t-1)}{\lambda(t) + \mathbf{H}'(t) \mathbf{P}(t-1) \mathbf{H}'^T(t)} \quad (3.33)$$

Les valeurs d'initialisation sont :

$$\hat{\theta}_j(0) = \mathbf{0}_D \quad (3.34)$$

et :

$$\mathbf{P}(0) = 10^6 \mathbf{I}_D \quad (3.35)$$

où $\mathbf{0}_D$ et \mathbf{I}_D sont respectivement le vecteur nul et la matrice identité de dimension $D = M - M_0 + L - L_0$ et $\lambda(t)$ est un facteur "d'oubli" ici égal à 1, ce qui implique que toutes les mesures, de l'instant initial jusqu'à l'instant actuel, ont le même poids sur l'estimation.

Un de choix importants dans l'identification d'un système est celui du nombre de paramètres dans le modèle d'identification. Le nombre optimal de paramètres est déterminé en fonction de l'évolution d'un critère qui calcule la variance du vecteur de résidus \mathbf{E}'_K [6, 68] :

$$\psi = \frac{1 + D/K}{1 - D/K} (\mathbf{E}'_K{}^T \mathbf{E}'_K) \quad (3.36)$$

avec D comme précédemment égal à $D = M - M_0 + L - L_0$. Le nombre D est considéré comme optimal, quand pour deux valeurs successives de n , l'évolution relative de ψ est devient négligeable.

Domaine d'incertitude des paramètres estimés. Si l'on remplace la valeur de $\mathbf{I}^{(M-M_0)/2} \mathbf{Y}_K$ donnée par la relation 3.25, dans la relation 3.27, on obtient :

$$\hat{\theta} = \theta + \left(\mathbf{H}'_K{}^T \mathbf{H}'_K \right)^{-1} \mathbf{H}'_K{}^T \mathbf{E}'_K = \theta + (\mathbf{R}'_K)^{-1} \mathbf{g}_K \quad (3.37)$$

Cet estimateur sera non biaisé si $\mathbf{E}[\hat{\theta}] = \theta$ soit donc si $\mathbf{E}[(\mathbf{R}'_K)^{-1} \mathbf{g}_K] = 0$. Cette égalité sera vérifiée si \mathbf{g}_K est à moyenne nulle ($\mathbf{E}[\mathbf{g}_K] = 0$) et non corrélé avec \mathbf{R}'_K ($\mathbf{E}[(\mathbf{R}'_K)^{-1} \mathbf{g}_K] = \mathbf{E}[(\mathbf{R}'_K)^{-1}] \mathbf{E}[\mathbf{g}_K]$). L'expression de \mathbf{E}'_K montre malheureusement que ces conditions ne peuvent pas être satisfaites même si $e(t)$ est un bruit blanc. L'estimation au sens des moindres carrés linéaire est donc biaisée. Nous pouvons cependant considérer que la matrice de covariance renseigne sur la qualité de l'estimation bien qu'il ne soit pas possible en toute rigueur d'en déduire les écarts type sur les paramètres identifiés. Cette matrice est définie par :

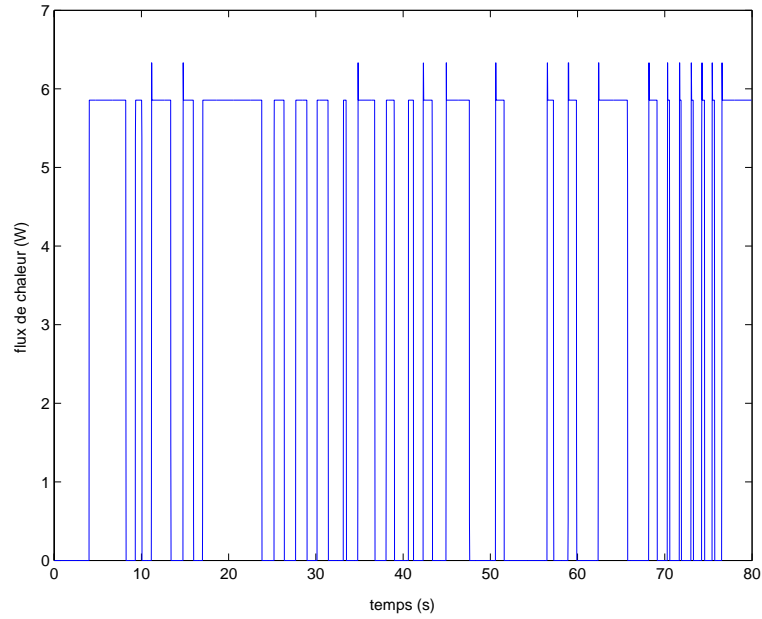


FIG. 3.7. Flux de chaleur aléatoire.

$$\text{cov}(\hat{\theta}) = (\mathbf{H}'^T(t) \mathbf{H}'(t))^{-1} \sigma_y \quad (3.38)$$

L'écart type sur la mesure est approximé par :

$$\sigma_y = \frac{\mathbf{E}'_K \mathbf{E}'_K^T}{K} \quad (3.39)$$

Dans le cas de l'estimation récurrente, relation 3.31, la théorie de Kalman montre que [68] :

$$\text{cov}(\hat{\theta}) = \mathbf{P}(t_f) \frac{\sigma_y}{2} \quad (3.40)$$

où t_f désigne le temps de fin des itérations.

3.3.2.1. Génération d'une excitation aléatoire

La représentation non entière étant continue vis à vis de la variable temporelle t , la température au capteur peut donc être calculée directement pour une variation quelconque du flux en utilisant la représentation discrète des dérivées au sens de Grünwald, (voir annexe A). La continuité en temps du modèle non entier permet donc d'utiliser une variation aléatoire du flux (voir figure 3.7), facile à générer dans les conditions expérimentales lors de l'identification du système.

D'un point de vue expérimental, la génération d'un signal aléatoire est extrêmement intéressante. Ce type de sollicitation permet de :

- rester dans le domaine de linéarité

- avoir la même précision sur le modèle aux temps courts et aux temps longs (par génération de créneaux de flux de différentes durées)

3.3.2.2. Reconstruction de la réponse impulsionnelle

Il ne nous reste plus qu'à reconstruire la réponse impulsionnelle $h(t)$ du système étudié puisque c'est cette réponse qui sera utilisée dans l'algorithme d'inversion. Il suffit pour cela de remplacer $\phi(t)$ par la fonction de Dirac $\delta(t)$, dont les dérivées et intégrales non entières sont connues analytiquement et de résoudre :

$$\sum_{n=M_0}^M \alpha_n I^{(M-n)/2} h_j(t) = \sum_{n=L_0}^L \beta_n \frac{t^{(M-n)/2-1}}{\Gamma\left(\frac{M-n}{2}\right)} \quad (3.41)$$

Comme on le voit sur la figure 3.7, il n'est pas nécessaire d'idéaliser la forme du signal d'excitation.

Le calcul des intégrales non entières est effectué en utilisant la relation de Grünwald (annexe A), donc la fiabilité de la solution n'est alors fonction que de la valeur du pas de discrétisation temporelle Δt qui doit être le plus petit possible (se reporter à la figure A.2). La réponse impulsionnelle calculée avec ce pas de temps doit être ensuite ré-échantillonnée au pas de temps utilisé pour la résolution du problème inverse (cf. section 3.2.2.2).

On constate que l'incertitude sur la réponse impulsionnelle est directement liée à celles sur les paramètres α_n et β_n par :

$$\begin{aligned} \Delta_{h_j}(t) = & \sum_{n=L_0}^L \Delta_{\beta_n}(t) \frac{t^{(M-n)/2-1}}{\Gamma\left(\frac{M-n}{2}\right)} - \\ & \sum_{n=M_0}^M \Delta_{\alpha_n} I^{(M-n)/2} h_j(t) - \sum_{n=M_0}^M (\alpha_n + \Delta_{\alpha_n}) I^{(M-n)/2} h_j(t) \end{aligned} \quad (3.42)$$

avec : $\alpha_{M_0} = 1$ et $\Delta_{\alpha_{M_0}} = 0$.

3.4. Conclusion

Puisque les méthodes directes pour déterminer les sollicitations thermiques sur un outil de coupe ne sont pas fiables, nous avons proposé une approche inverse. Cette approche est basée sur la mesure de la température à une certaine distance de la zone de coupe. Un modèle de comportement thermique de l'outil permet d'estimer le flux de chaleur imposé sur l'outil. La précision de la résolution d'un problème inverse dépend directement de la précision des mesures et du modèle. Une métrologie est proposée afin de réaliser des mesures de température fiables.

Le modèle de comportement thermique de l'outil est obtenu au sens de l'identification de systèmes non entiers. L'obtention du modèle direct par identification présente de nombreux avantages, notamment vis-à-vis de la métrologie utilisée, de la connaissance des caractéristiques thermiques du système, du traitement des données, etc. La structure du modèle est basée sur l'opérateur de dérivation fractionnaire d'ordre $\frac{1}{2}$ qui est cohérente avec le processus de diffusion de chaleur.

La méthodologie d'estimation du flux de chaleur dans l'outil présentée dans ce chapitre nous allons utiliser afin d'évaluer les variations de flux de chaleur transmis dans l'outil en fonction de revêtements.

Chapitre 4

Applications

Dans ce chapitre nous présentons deux applications de notre approche afin de qualifier l'influence de revêtements pendant l'usinage de matériau bois.

La première d'elles concerne un procédé de première transformation du bois : le déroulage. Cette application a été réalisée au travers des collaborations avec le Laboratoire Bourguignon des Matériaux et Procédés (LaBoMap) du centre ENSAM à Cluny. L'élaboration d'un outil revêtu CrN et les essais d'usinage ont été réalisés grâce à l'équipe de ce laboratoire.

Dans la deuxième application nous essayons de nous approcher des conditions d'usinage rencontrées en seconde transformation du bois et plus précisément aux vitesses de coupe plus importantes qu'en déroulage.

4.1. Utilisation d'un revêtement CrN dans le procédé de déroulage

Le déroulage est un procédé de première transformation du bois au cours duquel un billon est mis en rotation devant un couteau en mouvement de translation, proportionnel à la rotation du billon. A l'issue de ces mouvements combinés un placage continu d'épaisseur constante est obtenu. Le déroulage est l'une des plus importantes technologies de première transformation du bois rond.

La grande différence qui existe entre les procédés d'usinage conventionnels et le déroulage réside dans l'utilisation postérieure du copeau. En effet, dans les procédés de mise en forme conventionnels, nous éliminons un copeau pour obtenir une forme déterminée qui sera le produit. Nous recherchons alors à évacuer ce copeau le plus rapidement possible en assurant une brisure régulière. Les copeaux très longs peuvent perturber la coupe en s'enroulant autour de l'outil ou de la pièce à usiner.

Dans le cas du déroulage, le copeau constitue le produit, appelé placage. A ce titre, nous cherchons à obtenir un placage le plus continu possible. Ainsi, la forme des outils est bien distincte de celles couramment employées dans le travail des métaux et même du bois. L'outil servant à couper le bois est appelé couteau. Il est doté d'un angle de bec β_c , très faible (19° à 23°) et de grandes dimensions : la longueur



FIG. 4.1. Microdérouleuse du LaBoMap, ENSAM Cluny.

de l'arête de coupe pouvant être comprise entre 0.5 et 5 m, suivant la longueur du billon.

Dans le cas du déroulage, l'arête de l'outil est parallèle aux fibres du billon de bois mis en rotation (première valeur : 0°) et la direction de coupe est perpendiculaire aux fibres du billon (deuxième valeur : 90°). Ainsi, le procédé d'usinage par déroulage est un procédé de coupe purement transverse (0-90) (cf. section 1.1.3).

4.1.1. Procédé de déroulage au laboratoire

Les investigations sur le processus de déroulage, vu les dimensions de la pièce et de la machine, sont difficiles à mener dans des conditions réelles, sur le site industriel par exemple. C'est la raison pour laquelle des machines "simulant" le procédé sont élaborées.

4.1.1.1. Micro-dérouleuse du LaBoMap de l'ENSAM de Cluny

Pour les études sur le déroulage du bois, une micro dérouleuse instrumentée a été développée à l'ENSAM de Cluny [17, 22] (voir figure 4.1).

Cette machine permet de mesurer les efforts de coupe (F_x et F_y donc la résultante F_c , comme le montre la figure 4.2), l'acquisition se fait à l'aide d'un logiciel développé sous LabVIEW.

Ce dispositif a pour le but de reproduire les conditions du déroulage au laboratoire. Le billon usiné est sous la forme d'un disque de quelques centimètres de largeur. Le processus de coupe est mené à l'aide d'un couteau de dimensions adéquates à la taille de la pièce usinée. Le système de pilotage de la machine permet d'usiner avec

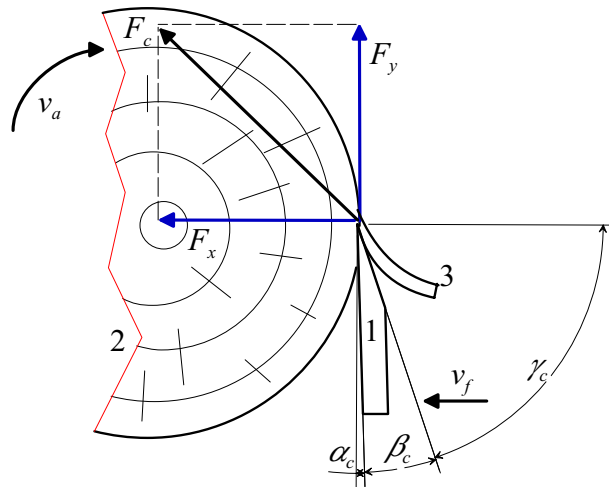


FIG. 4.2. Procédé de déroulage : 1 - couteau, 2 - billon, 3 - placage, v_a - vitesse angulaire du billon, v_f - vitesse d'avance, F_c - force de coupe appliquée par le couteau, α_c - angle d'attaque, β_c - angle de bec d'outil, γ_c - angle de dépouille.

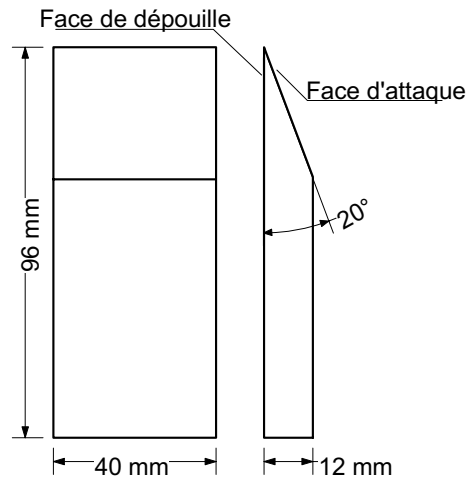


FIG. 4.3. Géométrie des couteaux de microdérouleuse.

une vitesse linéaire de coupe constante, par ajustement de la vitesse angulaire du disque suivant son diamètre.

4.1.1.2. Outils et matériaux usinés

Outils - pour mener notre étude nous utilisons deux couteaux. Les deux couteaux sont en acier allié. L'un est non revêtu, le deuxième a été revêtu avec une couche de CrN cubique de $2 \mu\text{m}$ d'épaisseur. Le dépôt a été obtenu par le procédé PVD en pulvérisation magnétron à l'aide des dispositifs du LaBoMap [80]. Les deux faces : la face d'attaque et la face de dépouille ont été revêtues. La géométrie de ces couteaux est représentée sur la figure 4.3.

Matériaux usinés - le bois de chêne et des panneaux de MDF (Medium Density Fiberboard) ont été utilisés pour les essais de déroulage.

Le chêne est assez souvent déroulé en industrie, par ailleurs le MDF est utilisé au LaBoMap pour des tests d'usure rapide.

Les disques utilisés ont une épaisseur de 14 mm et un diamètre initial de 200 mm, le diamètre final est une fonction de la durée de procédé d'usinage et de la vitesse de coupe.

Les disques en chêne ont été préparés à partir de billes de pied mises au rond. Ces disques ont été conservés dans l'eau jusqu'à leur déroulage à température ambiante.

Les disques en MDF ont eu une densité moyenne de 620 kg/m^3 et un taux d'humidité 5%. Nous parlons d'une densité moyenne car en effet elle varie le long de l'épaisseur de panneau du fait de la conception même de ce produit par pressage. On distingue trois couches dont les deux extérieures sont plus denses [121]. Ce profil de densité provoque une variation des efforts de coupe suivant la couche [61] et une usure des outils non uniforme [110]. Il paraît donc évident, qu'une variation de flux de chaleur sur l'arête de coupe aura aussi lieu.

4.1.2. Modèle de comportement thermique des couteaux

La procédure de caractérisation consiste à simuler sur l'outil les conditions thermiques de l'usinage et à identifier les systèmes liant le flux de chaleur appliqué aux températures mesurées dans l'outil.

La procédure d'identification suppose un système linéaire, c'est-à-dire que les paramètres du système sont indépendants de la température. Vu les niveaux des températures atteints dans l'outil lors de la phase d'usinage, que nous verrons dans les sections suivantes, nous pouvons raisonnablement appliquer cette hypothèse.

4.1.2.1. Banc de caractérisation de l'outil

Pour simuler les conditions thermiques subies par l'outil pendant l'usinage nous avons mis au point un banc expérimental permettant d'enregistrer simultanément les températures aux capteurs, c'est-à-dire dans l'outil et le flux de chaleur dissipé dans l'outil au niveau de l'arête de coupe. Le schéma de ce banc est représenté sur la figure 4.4. Il est constitué d'un dispositif de chauffe, d'un dispositif de mesure de la température et d'un système d'acquisition composé d'une carte d'acquisition et d'un ordinateur portable. L'outil est posé sur un système de déplacement 3D, afin de le positionner correctement et de façon similaire à chaque expérience.

Dispositif de chauffe - il est constitué d'une microrésistance sous la forme d'un ruban chaud, représentée sur la figure 4.5. Les dimensions de cette microrésistance correspondent à la zone de l'outil sollicitée pendant l'usinage, elle fait 14 mm de

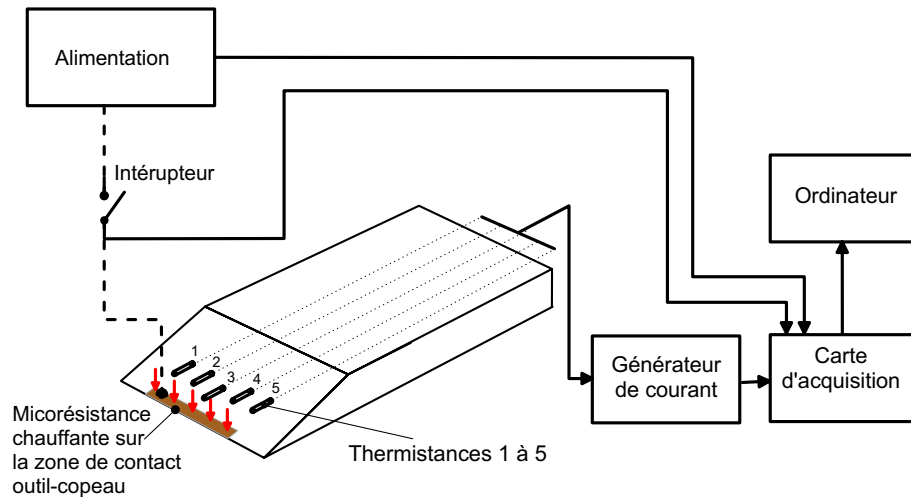


FIG. 4.4. Schéma du dispositif de caractérisation de l'outil de déroulage.

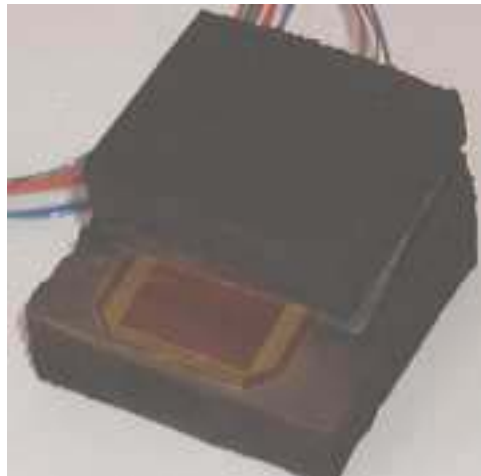


FIG. 4.5. Microrésistance chauffante.

longueur (l'épaisseur du disque) et 1.4 mm de largeur. Cette microrésistance a une très faible inertie thermique qui n'excède pas 100 ms .

Une surface de la microrésistance est maintenue en contact avec l'outil pendant que la face opposée est isolée à l'aide d'une mousse isolante qui joue simultanément le rôle de support élastique afin d'appliquer un effort uniforme et d'assurer un contact optimal à l'interface outil-résistance. Pour minimiser la résistance thermique de contact à l'interface, un film de graisse d'argent très conductrice est appliqué au niveau du contact.

La puissance électrique fournie à la microrésistance est supposée complètement convertie en flux de chaleur et celui-ci est supposé complètement dissipé dans l'outil.

Acquisition de température - la mesure de la température pendant la phase de caractérisation de l'outil se fait à l'aide du dispositif dont les principes ont été décrits dans la section 3.1.1.

Dans le cas de l'outil de déroulage, nous avons placé cinq thermistances dans chaque couteau (voir la figure 4.4). Le fait d'avoir plus de mesures permet de diminuer l'influence du bruit de mesure pendant la phase de résolution du problème inverse à partir de la relation 3.8. Nous espérons d'autre part pouvoir estimer la variation spatiale du flux sur l'arête grâce à l'aménagement des capteurs le long de l'outil. Les logements pour les thermistances ont été réalisés par électroérosion. La distance approximative entre l'arête de coupe et le capteur est de 5 mm. Pour assurer la meilleure sensibilité des mesures, il est commode de placer les capteurs le plus près possible par rapport à la sollicitation. Dans ce cas, 5 mm, est la distance minimale qu'on peut obtenir sans dégrader la résistance mécanique du couteau.

L'ensemble des données de sollicitation et de mesure de la température est collecté par le même système d'acquisition piloté à l'aide du logiciel LabVIEW.

4.1.2.2. Identification du système

Puisque les deux couteaux ont été équipés indépendamment avec les capteurs, ils constituent des deux systèmes uniques. En effet, les positions des logements faits par électroérosion peuvent être légèrement décalés entre les deux couteaux et le positionnement des capteurs a été accompli manuellement, donc les emplacements de chaque capteur ne sont pas les mêmes. C'est la raison pour laquelle nous sommes dans l'obligation de caractériser les deux outils.

La figure 4.6 présente les données générées pour l'identification du système liant le flux appliqué sur l'arête de coupe du couteau non revêtu aux températures des capteurs. La durée d'acquisition des données est de 80 secondes et la période d'échantillonnage est égale à 0.02 seconde. Rappelons en effet que pour obtenir des résultats d'identification précis, le calcul numérique des intégrales non entières d'après Grünwald impose une période d'échantillonnage la plus petite possible (cf. annexe A).

Afin d'améliorer l'identification aux temps courts, on se sert d'un interrupteur représenté sur la figure 4.4 pour générer une succession de créneaux de flux correspondant à la puissance électrique dissipée dans la microrésistance (nous verrons l'emploi plus approprié d'un générateur de fonction dans la partie 2).

A partir de données générées et de la méthode développée au chapitre 3, nous identifions les paramètres du modèle représenté sous la forme de la relation 3.25, pour chaque capteur. Dans le tableau 4.1 nous avons collecté les paramètres identifiés pour le couteau non revêtu.

On peut vérifier que les systèmes identifiés permettent de reproduire fidèlement la

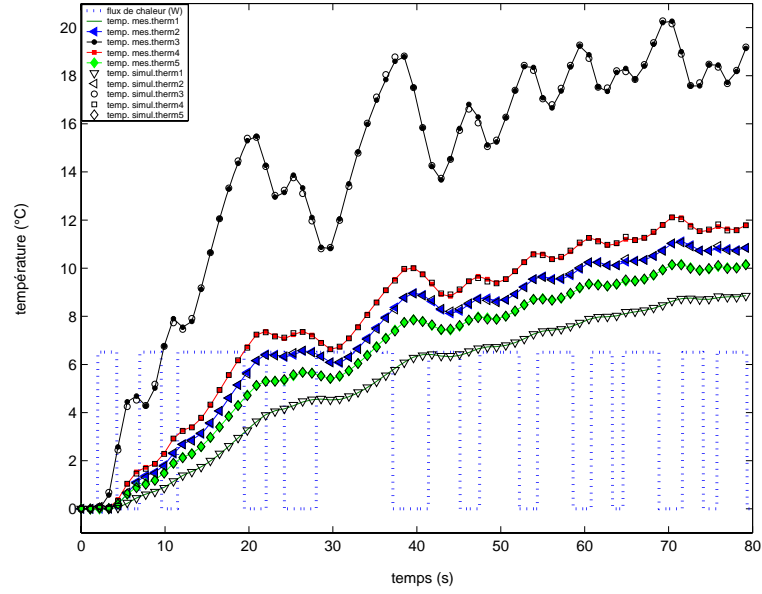


FIG. 4.6. Données d'identification des modèles du couteau non revêtu (“temp. mes.”-température mesurée, “temp. simul.”-température simulée, “therm. n”-numéro de la thermistance).

Paramètres									
Numéro du capteur	α_0	α_1	α_2	α_3	α_4	β_0	β_1	β_2	β_3
1	1	-0.2502	0.2348	-0.0166	0.0017	-0.0148	0.0619	-0.0907	0.0476
Δ_1	0	1.18e-5	3.96e-7	6.15e-8	2.32e-10	7.49e-8	6.12e-7	8.61e-7	1.51e-7
2	1	-0.1312	0.3827	0.0205	0.0008	-0.0453	0.2168	-0.3545	0.2071
Δ_2	0	7.21e-6	7.62e-7	1.31e-7	2.33e-10	3.67e-7	3.60e-6	5.94e-6	1.29e-6
3	1	0.5019	0.8113	0.3230	-0.0047	-0.1458	1.0170	-2.4341	2.0624
Δ_3	0	1.54e-5	6.15e-6	3.11e-6	1.25e-9	5.28e-6	9.12e-5	2.56e-4	1.03e-4
4	1	-0.0462	0.4338	0.0360	0.0005	-0.0490	0.2504	-0.4438	0.2796
Δ_4	0	4.51e-6	7.17e-7	1.04e-7	1.38e-10	2.83e-7	3.02e-6	5.43e-6	1.31e-6
5	1	-0.1111	0.2749	-0.0085	0.0017	-0.0185	0.0872	-0.1423	0.0832
Δ_5	0	1.50e-5	5.70e-7	7.36e-8	1.89e-10	1.41e-7	1.31e-6	2.12e-6	4.39e-7

TAB. 4.1. Paramètres des modèles de comportement thermique du couteau non revêtu.

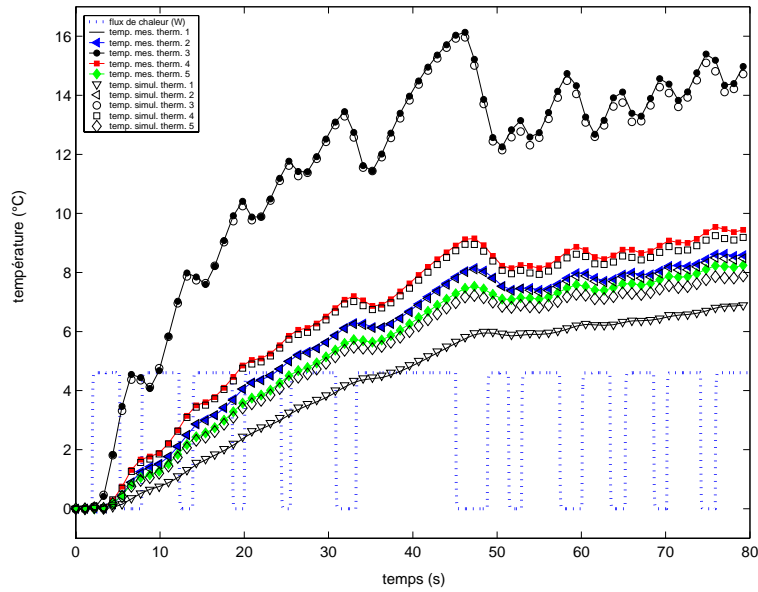


FIG. 4.7. Données de validation des modèles du couteau non revêtu (“temp. mes.”-température mesurée, “temp. simul.”-température simulée, “therm. n”-numéro de la thermistance).

température mesurée à chaque thermistance. La comparaison entre les températures mesurées et celles simulées à partir du modèle est représentée sur la figure 4.6.

Afin de valider les résultats de l’identification, une autre expérience est réalisée : c’est l’expérience de validation. Les températures aux capteurs sont calculées pour une variation différente du flux appliqué sur l’arête de coupe. Nous comparons les résultats de ces simulations avec les températures mesurées aux capteurs. L’expérience et la comparaison sont présentées sur la figure 4.7, elle montre la validité des systèmes identifiés.

La réponse impulsionnelle pour chaque capteur avec son domaine de confiance est ensuite calculée à partir des systèmes identifiés précédemment, selon l’algorithme développé au chapitre 3. Elle sont représentées sur la figure 4.8.

Une même procédure a été réalisée pour le couteau revêtu de CrN. Le tableau 4.1 reprend les paramètres identifiés pour le couteau revêtu. Les figures : 4.9, 4.10, 4.11, montrent respectivement les données d’identification des systèmes, les données de validation des systèmes identifiés et les réponses impulsionnelles obtenues à partir des systèmes identifiés.

4.1.2.3. Fiabilité de l’identification du système

L’identification du système est réalisée par chauffage seul de la surface d’attaque du couteau. Cette zone sollicitée n’est pas connue précisément à l’avance. D’autre part, dans la configuration réelle une partie de flux de chaleur peut provenir de l’interface de dépouille. Il est donc important de connaître si cette répartition réelle

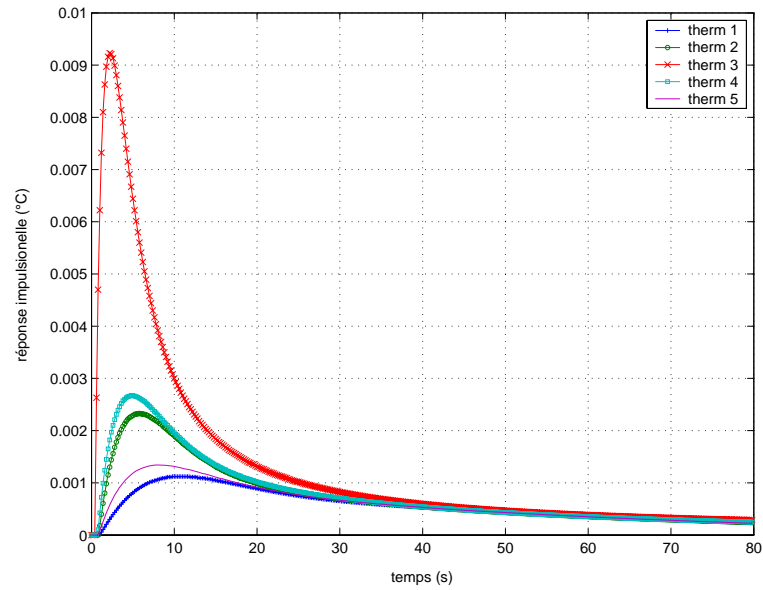


FIG. 4.8. Réponses impulsionnelles calculées pour le couteau non revêtu (“therm n^o”-numéro de la thermistance).

Paramètres									
Numéro du capteur	α_0	α_1	α_2	α_3	α_4	β_0	β_1	β_2	β_3
1	1	-0.0677	0.2821	-0.0034	0.0014	-0.0193	0.1068	-0.1771	0.1055
Δ_1	0	1.00e-5	0.44e-6	0.06e-6	0.01e-7	1.19e-7	1.15e-6	1.83e-6	3.94e-7
2	1	-0.0834	0.4599	0.0522	0.0002	-0.0535	0.3169	-0.5964	0.3906
Δ_2	0	4.39e-6	7.39e-7	1.48e-7	0.01e-8	4.81e-7	5.25e-6	9.50e-6	2.41e-6
3	1	0.1585	0.6330	0.1766	-0.0020	-0.0595	0.5044	-1.3549	1.1997
Δ_3	0	8.55e-6	2.96e-6	1.22e-6	0.01e-7	0.27e-5	4.03e-5	1.02e-4	3.78e-4
4	1	-0.2076	0.3627	0.0098	0.0011	-0.0347	0.1836	-0.2986	0.1728
Δ_4	0	4.82e-6	5.08e-7	0.74e-7	0.01e-9	2.32e-7	2.11e-6	3.24e-6	6.73e-6
5	1	-0.1131	0.2894	-0.0077	0.0016	-0.0166	0.0913	-0.1548	0.0936
Δ_5	0	1.13e-5	0.61e-6	0.06e-6	0.01e-8	1.30e-7	1.22e-6	1.95e-6	4.17e-7

TAB. 4.2. Paramètres des modèles de comportement thermique du couteau revêtu CrN.

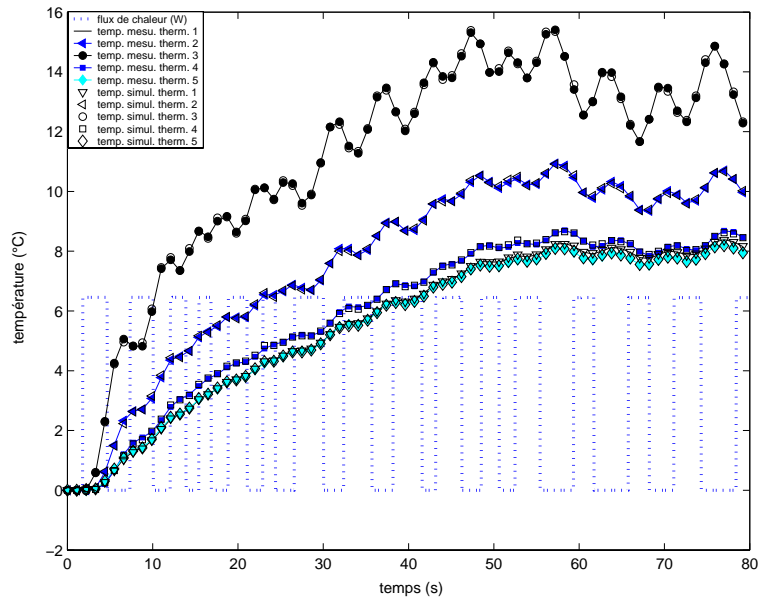


FIG. 4.9. Données d'identification des systèmes du couteau revêtu CrN ("temp. mes."-température mesurée, "temp. simul."-température simulée, "therm. n^o"-numéro de la thermistance).

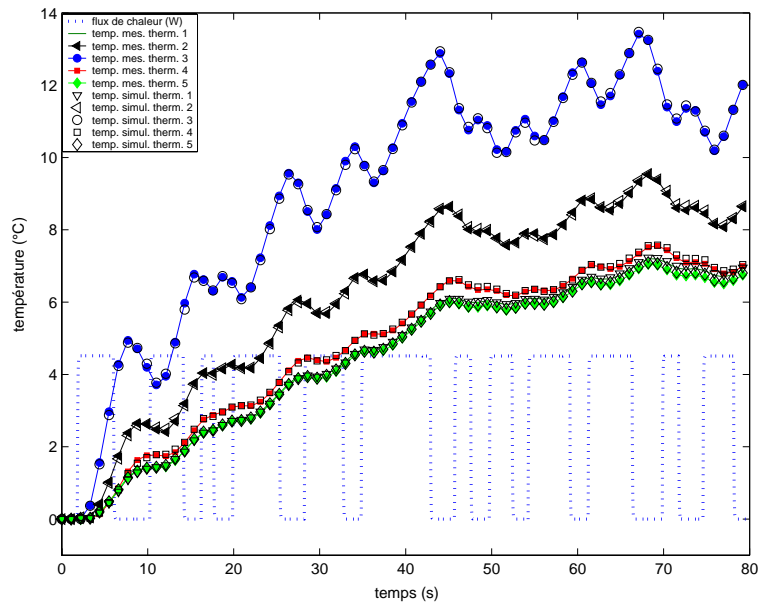


FIG. 4.10. Données de validation des modèles du couteau revêtu CrN ("temp. mes."-température mesurée, "temp. simul."-température simulée, "therm. n^o"-numéro de la thermistance).

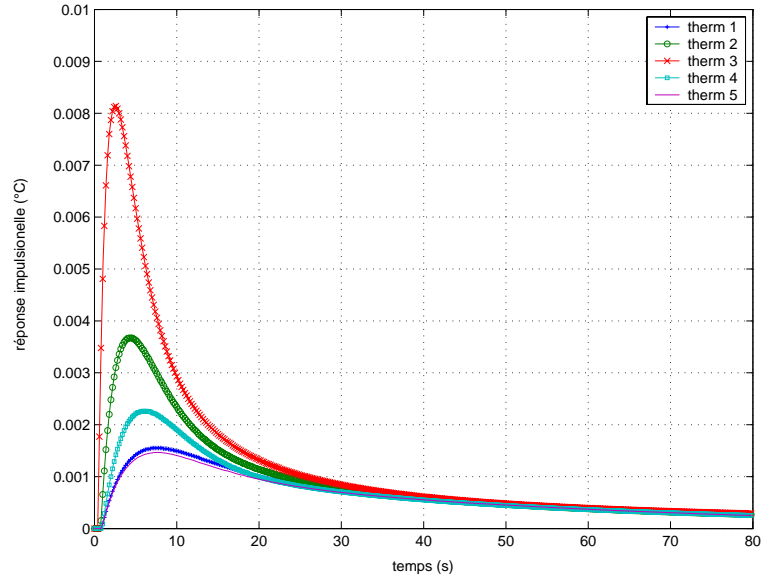


FIG. 4.11. Réponses impulsionnelles obtenues pour le couteau revêtu CrN (“therm n^o”-numéro de la thermistance).

du flux modifie significativement le transfert de chaleur dans l’outil et donc la température aux capteurs, par rapport à l’expérience telle que nous l’avons réalisée.

Pour connaître la sensibilité de la température aux capteurs vis-à-vis la surface de la zone sollicitée, nous avons modélisé le transfert de chaleur tridimensionnel dans le couteau avec son porte d’outil, par la méthode des éléments finis à l’aide du logiciel FEMLAB.

La géométrie de l’outil a été discrétisée avec des éléments de type Lagrange-Quadratic. La conductivité et diffusivité thermique du couteau et du porte outil ont été choisis $30 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ et $10^{-5} \text{ m}^2\text{s}^{-1}$ respectivement, approximativement comme pour un acier à bas taux de chrome [54]. Le coefficient d’échange par convection avec l’air ambiant a été supposé égal à $10 \text{ Wm}^2\text{K}^{-1}$ et le flux de chaleur appliqué, uniforme sur toute la surface d’application est égal à 10 W .

La figure 4.12 représente la géométrie modélisée. La température en chaque noeud est calculée. Les points de mesure sont placés à une distance de 5 mm de l’arête de coupe, ce qui correspond à l’emplacement des capteurs décrit dans la section 4.1.2.

Nous avons simulé l’évolution de la température dans l’outil pour trois configurations géométriques distinctes. Dans le premier cas on suppose la surface de contact en dépouille nulle et la totalité du flux est appliquée sur la zone de contact outil copeau (surface d’attaque). La seconde configuration comprend 70% de flux appliqué sur la surface d’attaque et 30% sur la surface en dépouille. Dans le dernier cas 50% de flux est appliqué sur la face d’attaque et 50% en dépouille. Le tableau 4.3 reprend les valeurs de surface qui ont été utilisées pour les simulations.

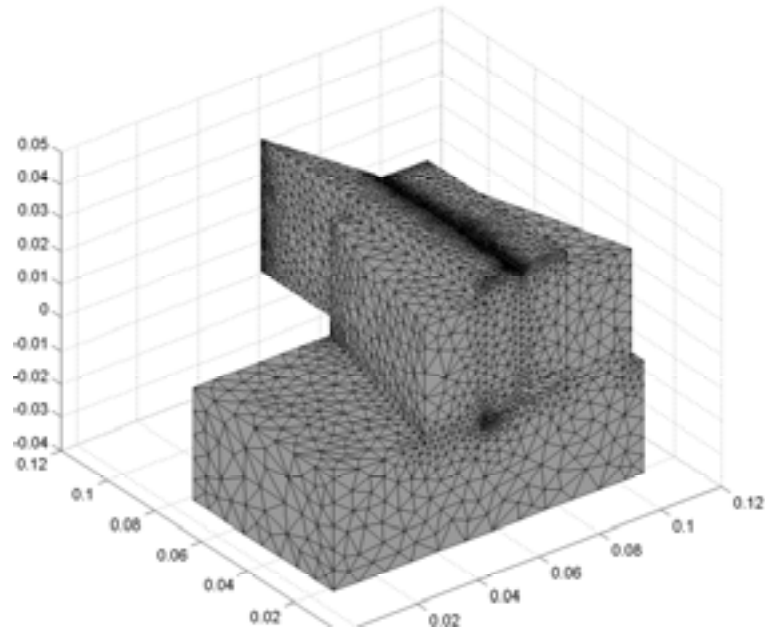


FIG. 4.12. Modèle éléments finis du couteau de déroulage avec son porte d'outil.

Cas n°	Surface d'attaque - flux de chaleur	Surface en dépouille - flux de chaleur
1	$1.96 * 10^{-5} m^2(14 \times 1.4 mm) - 10W$	$0 m^2 - 0W$
2	$1.96 * 10^{-5} m^2(14 \times 1.4 mm) - 7W$	$9.80 * 10^{-6} m^2(14 \times 0.7 mm) - 3W$
3	$1.96 * 10^{-5} m^2(14 \times 1.4 mm) - 5W$	$1.96 * 10^{-5} m^2(14 \times 1.4mm) - 5W$

TAB. 4.3. Valeurs de surface pour les simulations.

La figure 4.13 représente l'évolution de la température au capteur central (thermistance n°3 sur la figure 3.4, qui est positionnée le plus près de l'arête de coupe) en fonction de l'aire d'application du flux.

On constate que pour la variation de l'aire du flux considérée, la variation de la température au niveau du capteur le plus proche (thermistance n°3) est négligeable. On aura les mêmes résultats pour les autres capteurs, qui sont plus éloignés, ce que l'on voit sur la figure 4.14. Il est donc clair que la configuration expérimentale élaborée au laboratoire pour l'identification de système est une bonne représentation de la situation réelle rencontrée durant l'usinage.

Pour vérifier l'influence du coefficient d'échange h , nous avons simulé sur la figure 4.15, l'évolution de la température comme précédemment, au capteur n°3 pour deux valeurs : $10 Wm^2K^{-1}$ (ce qui correspond à des conditions de convection naturelle lors de la phase d'identification) et $30 Wm^2K^{-1}$ (correspondant à une convection forcée que l'on peut rencontrer en usinage dans des conditions extrêmes de vitesse de rotation).

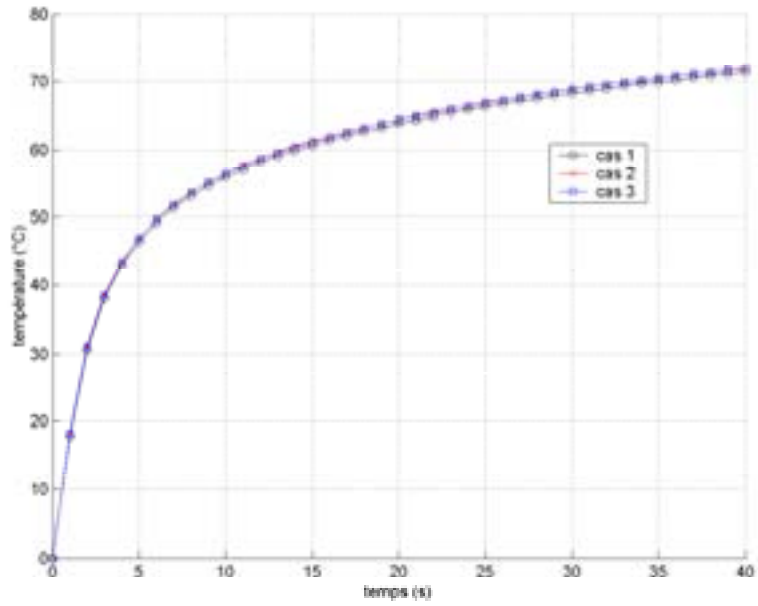


FIG. 4.13. Evolution de la température en fonction d'application du flux.

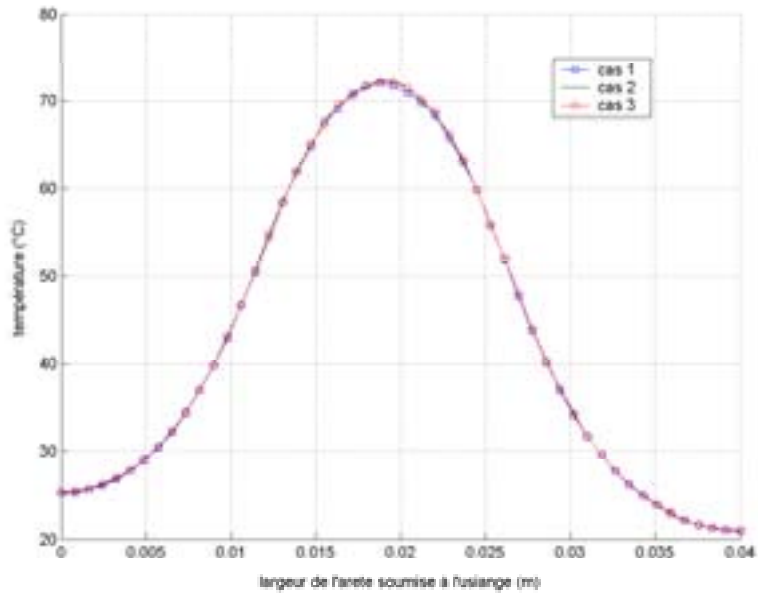


FIG. 4.14. Température dans l'outil au niveau des capteurs à l'instant final de la simulation, pour trois configuration de la sollicitation par flux.

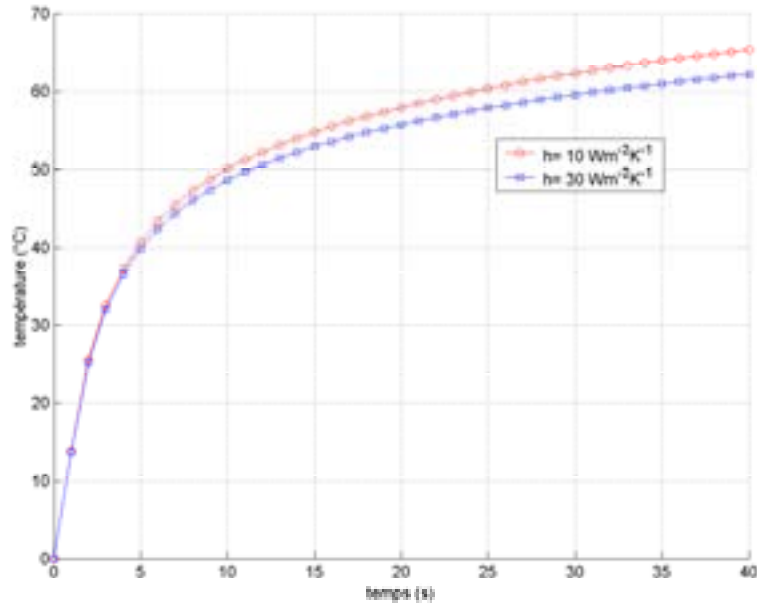


FIG. 4.15. Evolution de la température en fonction du coefficient d'échange.

Enfin, la simulation effectuée permet de montrer le gradient de température entre l'arête de coupe et le point de mesure approximatif pour la thermistance 3, qui est représenté sur la figure 4.16.

4.1.2.4. Démonstration de l'influence de la mesure non ponctuelle sur le flux estimé

Le modèle éléments finis développé, permet de justifier le choix de l'approche d'identification de système afin de résoudre le problème inverse. Nous avons appliqué sur la surface sollicitée pendant l'usinage, un flux de chaleur uniforme de 10 W et la température en chaque noeud a été calculée. Sur la température calculée nous avons rajouté une erreur de moyenne nulle et d'écart type de 5%.

La démonstration consiste à estimer à partir de ces données bruitées, le flux de chaleur imposé, en considérant trois positions des mesures, obtenues par déplacement de $\pm 1 \text{ mm}$ par rapport au point ayant servit à la reconstruction du flux (voir la figure 4.17).

Le flux est estimé en utilisant l'algorithme de résolution d'un problème inverse à partir du modèle discret décrit dans l'annexe C. La période d'échantillonnage est égale à 1 seconde et le nombre de pas de temps futurs est $r = 3$. Les résultats des estimations sont représentés sur la figure 4.18. Comme on le voit, le modèle discret n'est pas fiable pour estimer le flux moyen imposé sur l'outil à cause de la mesure non ponctuelle et la connaissance non précise de sa position. Cela justifie le fait d'utilisation du système identifié.

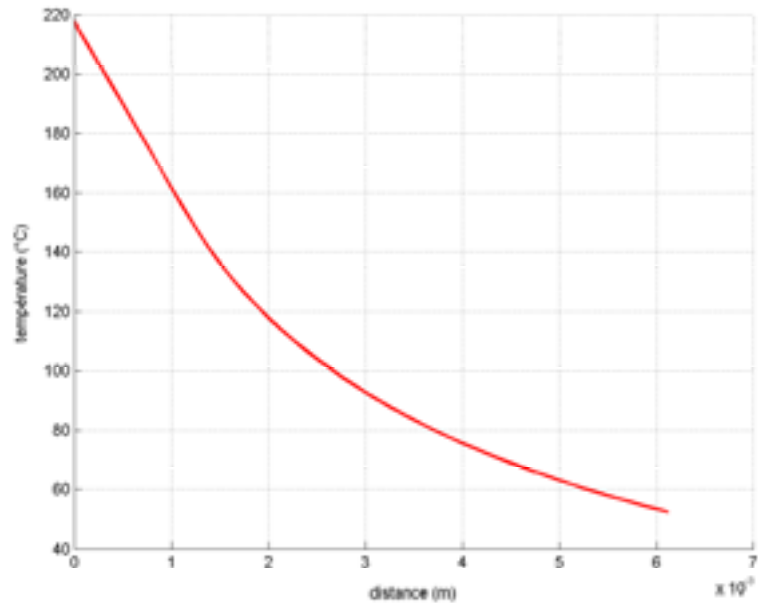


FIG. 4.16. Evolution de température entre l'arête de coupe et le point de mesure (ici la thermistance n°3).

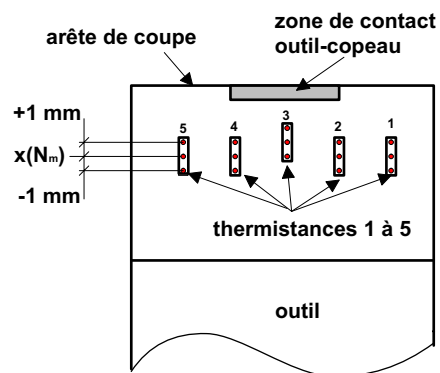


FIG. 4.17. Trois positionnements des mesures pour l'estimation du flux à partir du modèle complet discret.

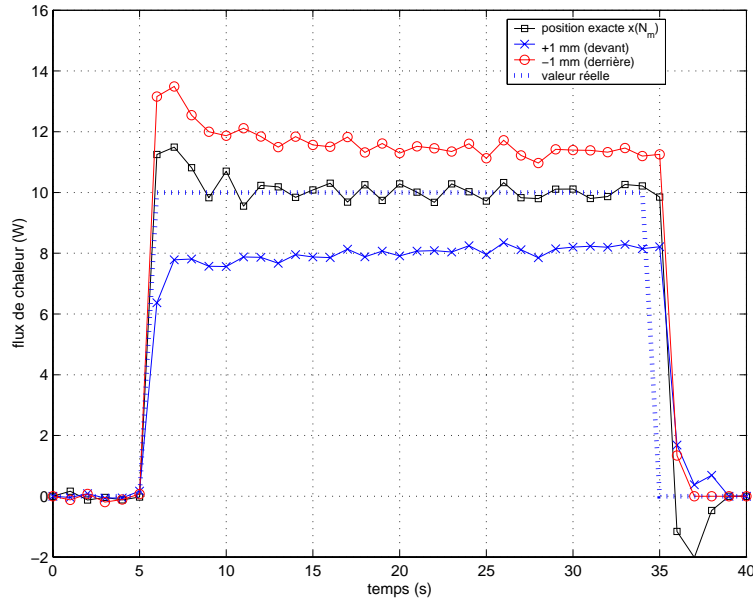


FIG. 4.18. Analyse de sensibilité du modèle discret à l'erreur de positionnement des mesures.

4.1.3. Estimation du flux de chaleur en usinage

Les températures mesurées dans l'outil pendant l'usinage et les modèles de comportement obtenus par identification sont utilisés pour estimer le flux de chaleur.

4.1.3.1. Essais d'usinage

Nous avons réalisé deux séries d'essais : une avec le couteau non revêtu et la deuxième avec le couteau revêtu CrN. Les essais d'usinage ont été effectués sur les deux matériaux présentés dans la section 4.1.1. Une photo prise au cours d'un essai de déroulage du bois de chêne est représentée sur la figure 4.19.

Afin de rendre cette étude plus complète, nous avons fait varier la vitesse de coupe. Le déroulage a été réalisé pour trois valeurs de ce paramètre, notamment : 0.2 m s^{-1} , 0.5 m s^{-1} , 1 m s^{-1} .

Le paramètre suivant que nous avons fait varier est l'épaisseur du placage. Nous avons effectué des essais pour trois valeurs d'épaisseur : 0.2 mm , 0.5 mm , 1 mm .

L'angle de dépouille a été fixé pour les deux couteaux et les deux matériaux usinés à 1° . Usuellement, l'angle de dépouille diminue avec le rayon de déroulage pour assurer la stabilité du couteau et l'équivalence de forces agissantes sur la face d'attaque et de dépouille. Puisque, dans notre étude l'épaisseur du placage n'excède pas 1 mm il est possible de maintenir cet angle fixe. La faible épaisseur des placages est aussi la raison pour laquelle nous ne utilisons pas la barre de pression. Cette barre n'est pas nécessaire car aucune fissuration n'apparaît pour ces épaisseurs.



FIG. 4.19. Essai de déroulage du bois de chêne.

Ces paramètres de coupe correspondent à ceux qui sont utilisés couramment par équipe du LaBoMap dans leurs études sur les revêtements.

4.1.3.2. Flux de chaleur moyen estimé

Chaque essai de déroulage a duré environ 50 secondes. Un exemple d'enregistrement des températures aux capteurs pendant le déroulage est représenté sur la figure 4.20. A partir de ces mesures les flux de chaleur moyens dans l'outil ont été estimés. Les mesures de la température ont été réalisées avec une période d'échantillonnage égale à 0.2 seconde. Les réponses impulsionnelles obtenues dans la section 4.1.2 ont été utilisées dans la procédure séquentielle d'estimation du flux présentée au chapitre 3. Etant donné le temps de diffusion de la chaleur entre la face d'attaque de l'outil et les capteurs égal à ~ 0.9 seconde, les mesures de la température ont été simplement ré-échantillonnées pour l'estimation à 1 seconde, en considérant un échantillon sur cinq. Le nombre de pas de temps futurs que nous avons utilisé pour cette procédure est $r = 3$.

Pour comparer les deux couteaux nous présentons sur la figure 4.21 les flux estimés en déroulage du MDF avec trois vitesses de coupe.

Les flux estimés en usinage avec trois épaisseurs du placage sont présentés sur la figure 4.22.

Les résultats obtenus durant le déroulage du chêne sont présentés sur les figures 4.23 et 4.24.

Les estimations effectuées montrent une réduction du flux de chaleur dans l'outil par le revêtement CrN. Ce phénomène est observable dans les cas de deux matériaux

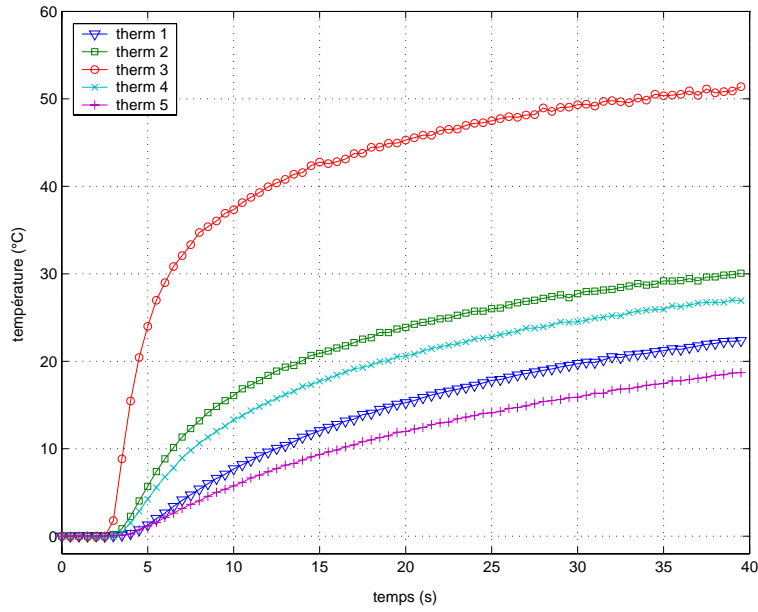


FIG. 4.20. Températures aux capteurs mesurées pendant un cycle de déroulage du MDF avec l'outil non revêtu (“therm” - thermistance, le chiffre correspond au numéro du capteur). La vitesse de coupe est 0.5 m.s^{-1} et l'épaisseur du placage 0.5 mm .

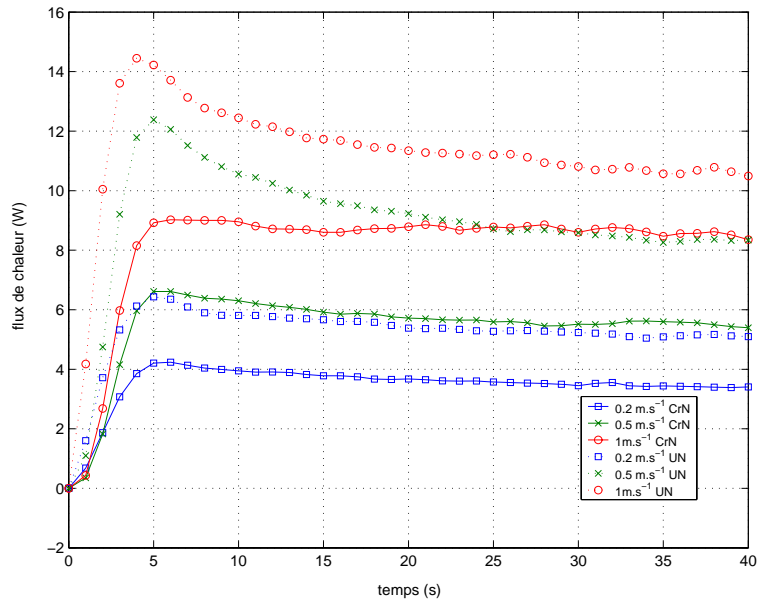


FIG. 4.21. Flux de chaleur estimés dans les deux couteaux en déroulage du MDF en fonction de la vitesse de coupe.

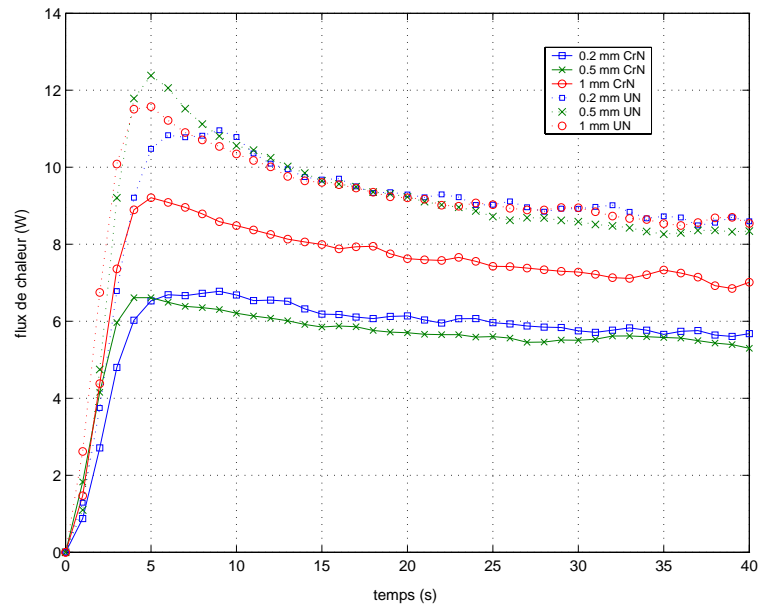


FIG. 4.22. Flux de chaleur estimés dans les deux copeaux en déroulage du MDF en fonction de l'épaisseur du placage.

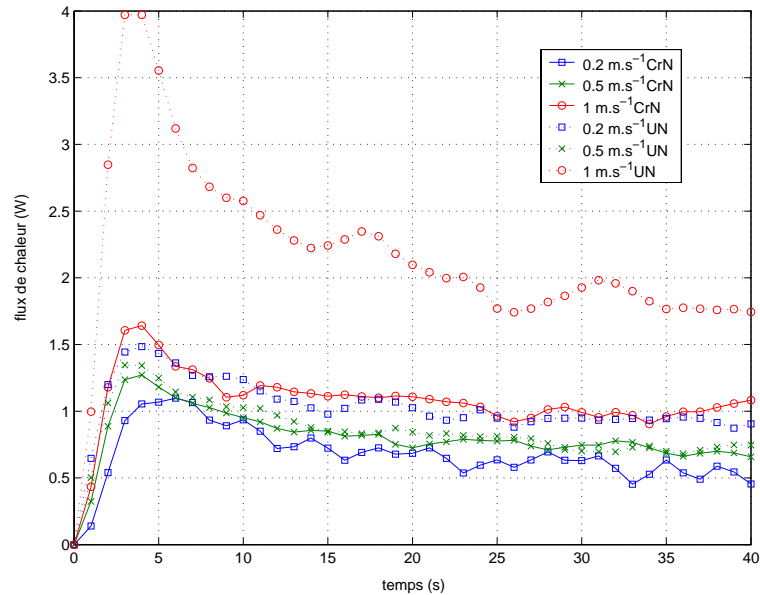


FIG. 4.23. Flux de chaleur estimés dans les deux copeaux en déroulage du chêne en fonction de la vitesse de coupe.

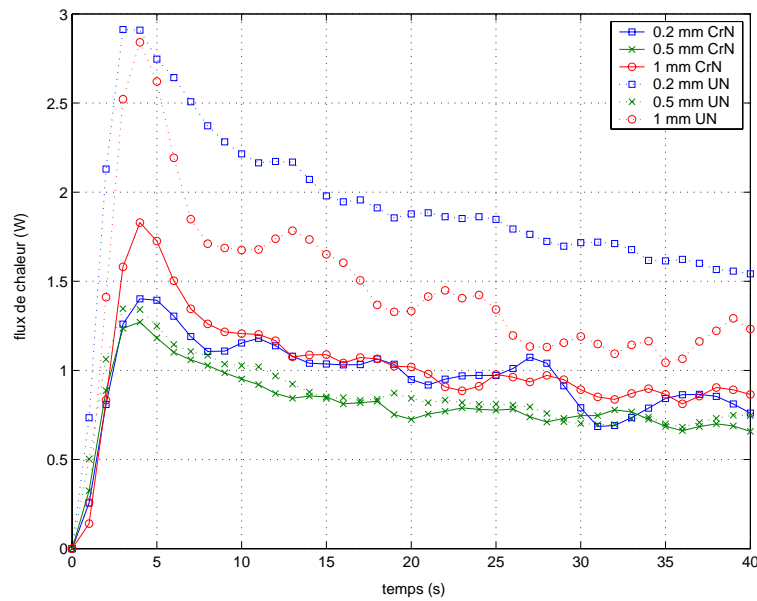


FIG. 4.24. Flux de chaleur estimés dans les deux copeaux en déroulage du chêne en fonction de l'épaisseur du placage.

usinés. Les flux de chaleur estimés sont beaucoup moins importants pour les essais de déroulage du bois de chêne. Ces résultats paraissent évidents, notamment à cause des différences de l'humidité entre les deux matériaux. Le bois stocké dans l'eau est meilleur conducteur de chaleur et par conséquent la partie de chaleur dissipée dans la pièce et dans le copeau est plus importante.

Les résultats obtenus montrent une relation entre le flux de chaleur dans l'outil et la vitesse de coupe. Les valeurs de flux augmentent avec l'accroissement de la vitesse de coupe. En ce qui concerne l'épaisseur de copeau on ne peut pas dresser une relation évidente.

4.1.3.3. Température de l'arête de coupe

Le flux de chaleur estimé peut être utilisé pour calculer la température dans l'outil à l'aide du modèle éléments finis. Pour la calculer précisément il est nécessaire de prendre en compte la vraie surface de contact entre l'outil et le copeau. Cette surface doit être soigneusement évaluée après chaque essai, parce qu'elle peut varier considérablement pour différents paramètres de coupe et différents matériaux usinés. C'est pourquoi, nous ne présentons ici qu'un seul exemple (voir la figure 4.25). En effet, pour les besoins d'identification du système, nous avons déterminé une surface de contact approximative. L'utilisation de cette surface pour tous les calculs pourrait conduire à une erreur sur la température [99], toutefois comme le montre la section 4.1.2., elle permet une bonne identification du système et par la suite une estimation du flux précise. La connaissance des paramètres thermiques (conductivité λ et diffusivité α) du système est aussi indispensable pour ces calculs.

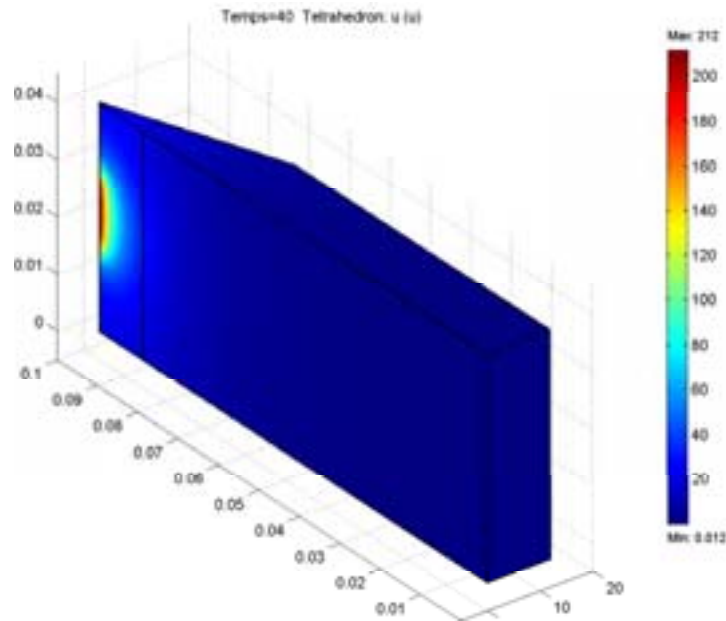


FIG. 4.25. Champ de températures dans l'outil calculé par la méthode des éléments finis à partir du flux de chaleur estimé pendant un essai de déroulage du MDF avec le couteau non revêtu. Paramètres de coupe : la vitesse de coupe $v_c = 0.5 \text{ ms}^{-1}$, l'épaisseur du placage 0.5 mm .

Pour toutes ces raisons, nous utilisons le flux de chaleur estimé, comme l'indicateur le plus fiable de l'influence d'un revêtement.

4.1.4. Puissance mécanique consommée en usinage et flux de chaleur dans l'outil

La micro dérouleuse est instrumentée pour mesurer les efforts de coupe. La mesure de la force de coupe F_c permet de calculer la puissance mécanique consommée pendant l'usinage. L'hypothèse générale dans le domaine d'usinage est, que la puissance mécanique mise en oeuvre est pratiquement complètement dégradée sous forme de chaleur.

Une comparaison entre le flux de chaleur entrant dans l'outil et la puissance mécanique, rend possible d'évaluer le ratio de chaleur évacuée par l'outil et sa relation avec les paramètres de coupe.

Nous avons mesuré les composantes F_x et F_y pendant tous les essais de déroulage. L'exemple d'enregistrement des efforts de coupe est présenté sur la figure 4.26 et 4.27. Les valeurs moyennes ont été ensuite déterminées, et à partir de la résultante F_c et de la vitesse de coupe nous avons obtenu la puissance mécanique.

Les résultats obtenus sont collectés dans le tableau 4.4 et 4.5, pour le MDF et pour le bois de chêne respectivement.

Les mesures d'efforts de coupe constituent un très bon complément de l'esti-

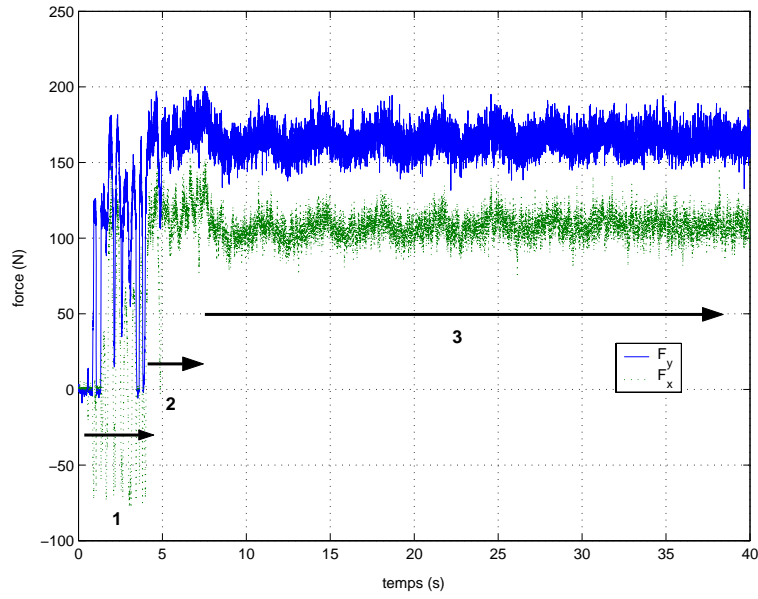


FIG. 4.26. Mesure des efforts de coupe pendant l'usinage du MDF. Les paramètres sont : la vitesse de coupe $v_c = 0.5 \text{ m s}^{-1}$, l'épaisseur du placage 0.5 mm .

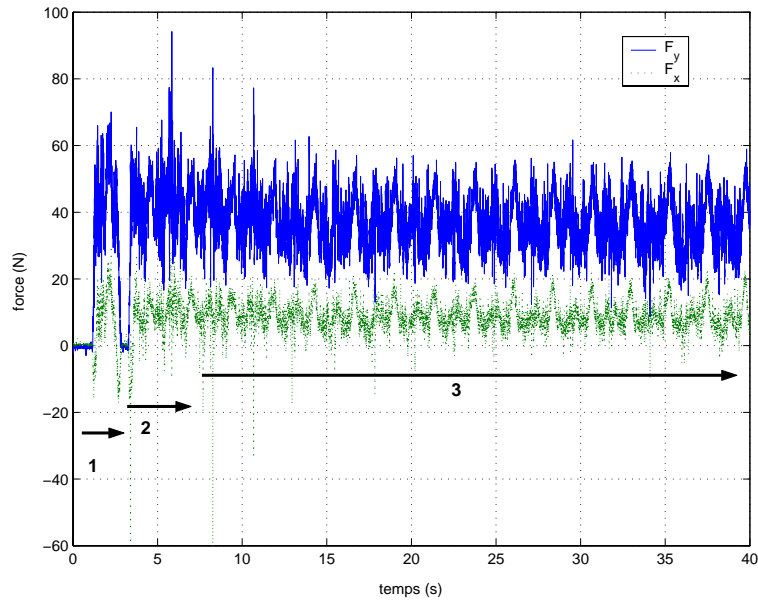


FIG. 4.27. Mesure des efforts de coupe pendant l'usinage du chêne. Les paramètres sont : la vitesse de coupe $v_c = 0.5 \text{ m s}^{-1}$, l'épaisseur du placage 0.5 mm .

	Non revêtu			Revêtu CrN		
Epaisseur de placage [mm]	0.5			0.5		
Vitesse de coupe [ms^{-1}]	0.2	0.5	1	0.2	0.5	1
Valeur de flux de chaleur [W]	5.0	9.0	11.0	4.0	5.5	8.8
Puissance mécanique [W]	37.6	99.4	185.6	32.3	79.8	167.2
Ratio %	13.3	9.0	5.9	12.4	6.9	5.3
Vitesse de coupe [ms^{-1}]	0.5			0.5		
Epaisseur de placage [mm]	0.2	0.5	1	0.2	0.5	1
Valeur de flux de chaleur [W]	9.0	9.0	9.0	5.5	5.5	7.1
Puissance mécanique [W]	118.8	99.4	143.2	63.8	79.8	122.0
Ratio %	7.6	9.0	6.3	8.6	6.9	5.8

TAB. 4.4. Comparaison des valeurs de flux de chaleur dans l'outil et la puissance mécanique durant le déroulage du MDF.

	Non revêtu			Revêtu CrN		
Epaisseur de placage [mm]	0.5			0.5		
Vitesse de coupe [ms^{-1}]	0.2	0.5	1	0.2	0.5	1
Valeur de flux de chaleur [W]	1.0	0.9	2.0	0.6	0.8	1.1
Puissance mécanique [W]	18.0	51.6	94.0	14.6	42.1	78.8
Ratio %	5.6	1.7	2.1	4.1	1.9	1.4
Vitesse de coupe [ms^{-1}]	0.5			0.5		
Epaisseur de placage [mm]	0.2	0.5	1	0.2	0.5	1
Valeur de flux de chaleur [W]	1.6	0.9	1.2	1.0	0.8	1.0
Puissance mécanique [W]	35.5	51.6	53.7	29.8	42.1	42.2
Ratio %	4.5	1.6	2.2	3.4	1.9	2.4

TAB. 4.5. Comparaison des valeurs de flux de chaleur dans l'outil et la puissance mécanique durant le déroulage du chêne.

mation du flux dans l'outil. Elles expliquent l'évolution des flux estimé au cours des essais. Sur tous les flux obtenus on observe pendant les quatre premières secondes une relativement lente phase de montée, après cette période le flux diminue légèrement. Les efforts de coupe montrent durant cette première période une phase d'engagement de l'outil dans la matière et le refus de sa part. C'est cette période nous avons indiqué sur les figures 4.26 et 4.27 avec la flèche 1. Ce comportement est provoqué par une forme de disque non parfaitement circulaire au début du déroulage et une faible vitesse de coupe (maximale 1 m.s^{-1}). De plus ce phénomène conduit à des vibrations, ce qui rend encore plus difficile l'amorçage de coupe.

La période suivante (la flèche 2) concerne le moment quand l'outil entre définitivement dans la matière et commence la coupe continue, on observe une augmentation des efforts. Sur le flux de chaleur cet effet se traduit par un pic autour de la cinquième seconde. La dernière période signée avec la flèche 3 correspond à la phase "dite" stabilisée.

La comparaison entre la puissance mécanique et le flux estimé durant chaque essai montre que l'outil dans cette configuration n'est pas la voie principale de dégagement de chaleur de la zone de coupe. Les flux de chaleur dans l'outil ne dépassent pas 15% de la puissance mécanique consommée. Les ratios obtenus présentent une relation avec les paramètres de coupe. Ils diminuent avec l'augmentation de la vitesse de coupe et de l'épaisseur du placage. La vitesse du copeau est donc suffisante pour évacuer, comme dans le cas des métaux, la plus grande partie de chaleur générée.

4.1.5. Répartition spatiale du flux de chaleur sur la surface sollicitée pendant l'usinage

Comme nous l'avons indiqué lors de la description des matériaux usinés, la densité du MDF varie le long de son épaisseur [121]. Ce fait conduit à une variation du flux de chaleur sur l'arête de coupe. Pour estimer cette variation nous allons utiliser le modèle des éléments finis de l'outil, développé dans la section 4.1.3. D'après la démonstration montrée à la section 4.1.2.4 ce modèle ne permet pas d'estimer le flux exact, par contre il permet d'accéder à sa répartition spatiale. Les valeurs de composantes du flux peuvent être ajustées en se repérant sur le flux moyen obtenu à partir du système identifié.

La partition maximale de la surface de contact outil - placage ne peut pas être supérieure au nombre de capteurs, soit dans notre cas 5. Néanmoins, les expériences numériques que nous avons effectuées, ont montré que la sensibilité à la répartition du flux devient trop faible au dessus de trois, à cause des distances trop importantes des capteurs vis-à-vis de la surface chauffée. L'algorithme d'estimation multivariable présenté dans l'annexe C est employé pour estimer les trois composants du flux entrant dans l'outil.

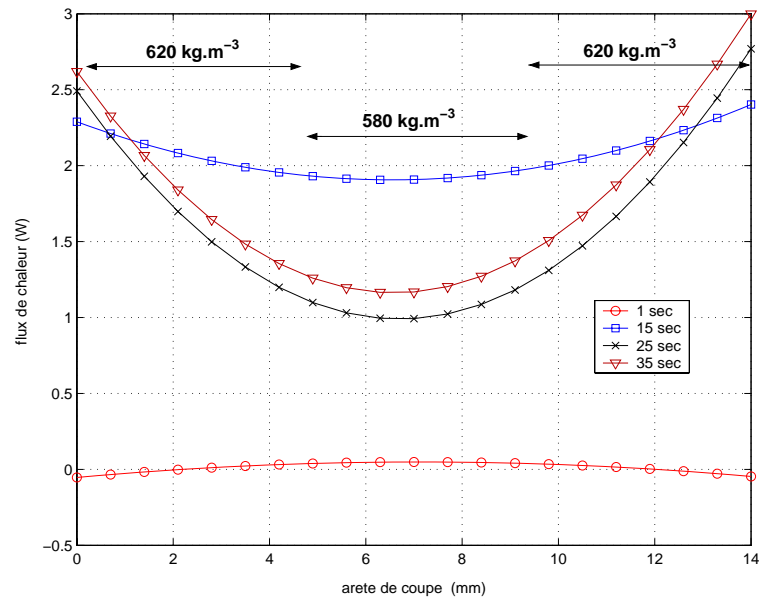


FIG. 4.28. Répartition spatiale du flux de chaleur sur l'arête de coupe pendant l'usinage du MDF avec le couteau non revêtu. Les paramètres sont : la vitesse de coupe $v_c = 0.5 \text{ ms}^{-1}$, l'épaisseur du placage 0.5 mm .

Sur la figure 4.28, nous avons tracé le profil du flux de chaleur sur la surface sollicitée, obtenu par interpolation. Nous montrons le profil obtenu pour quatre instants différents. Les flux de chaleur aux extrémités du panneau sont plus importants, qu'au centre, ce qui est cohérent, mais ne représente pas de valeurs exactes de flux. Pour avoir un indicateur, nous avons divisé le résidu du disque après le déroulage, en trois parties (deux couches externes et le centre) et nous avons mesuré leurs densités. Les résultats sont portés sur la même figure 4.28.

Après sommation de trois flux estimés au cours du temps on obtient un flux constant. La comparaison avec le flux moyen estimé dans la section précédente est présentée sur la figure 4.29. Les valeurs ne sont pas très éloignées, par contre leurs évolutions au cours du temps ne sont pas les mêmes. Le flux moyen ne coïncide pas avec l'analyse que nous avons montrée précédemment en nous basant sur l'évolution de l'effort de coupe.

4.2. Test de trois types de revêtements en tournage de MDF

Cette application consiste à tester l'influence des trois différents types de revêtement sur le flux de chaleur dans un outil lors d'un essai de tournage de MDF. Les revêtements TiN, TiAlN et diamant CVD ont été réalisés sur commande sur des plaquettes en carbure de tungstène. Les épaisseurs des dépôts sont approximativement $2 \mu\text{m}$ et $10 \mu\text{m}$ pour les revêtements métalliques et le diamant respectivement.

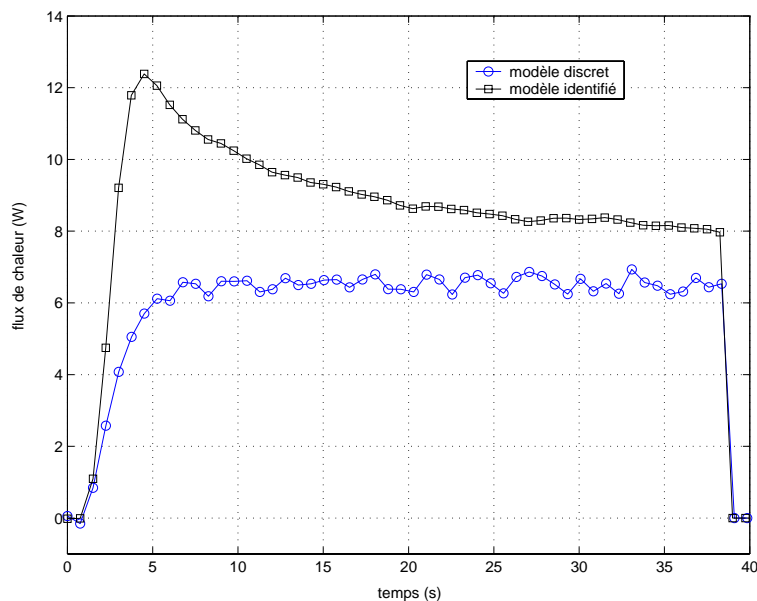


FIG. 4.29. Comparaison du flux de chaleur estimé par inversion à partir des modèles identifiés avec la somme des flux obtenus à partir du modèle discret complet.

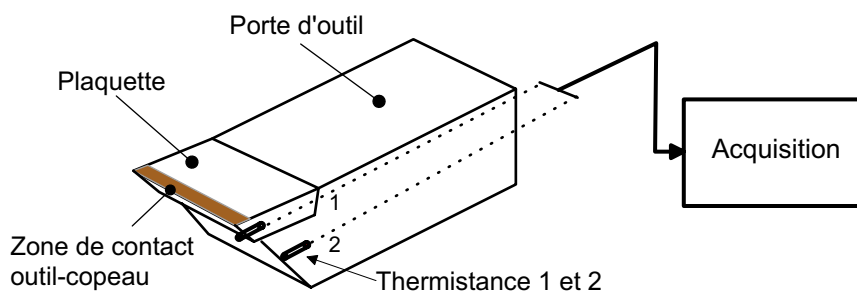


FIG. 4.30. Représentation schématique des positions des thermistances dans le porte d'outil.

4.2.1. Configuration de l'expérience d'usinage par tournage

Un tour classique a été utilisé pour effectuer des essais d'usinage dans le but de tester ces trois types de revêtement. Nous avons adapté un porte d'outil pour pouvoir échanger les plaquettes entre chaque essai. Ce porte d'outil a été équipé de deux thermistances placées au dessous du logement de la plaquette (voir figure).

Comme dans l'application précédente, le choix de deux capteurs a été dicté par des contraintes dimensionnelles de l'outils et par le nombre important de perturbations sur la mesure. La configuration de l'expérience est présentée sur la figure 4.31.

Les plaquettes sont d'une forme carrée, de côté 14 mm , et d'épaisseur de 1.5 mm . L'angle de bec de la plaquette est $\beta = 55^\circ$, l'angle d'attaque pendant l'usinage a été fixé à $\gamma = 5^\circ$. Nous avons utilisé quatre plaquettes : trois revêtues et une non revêtue.

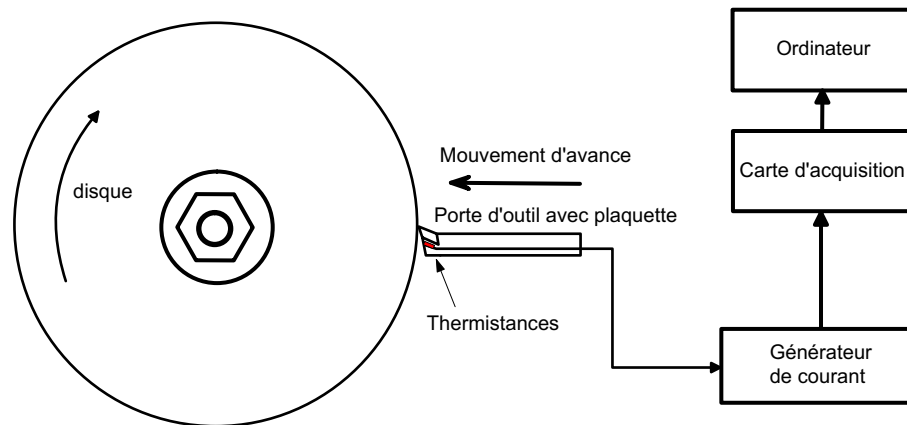


FIG. 4.31. Configuration de l'expérience de tournage des disques MDF.

Le matériau usiné est sous la forme d'un disque en MDF de 14 mm d'épaisseur et de 300 mm de diamètre initial. L'usinage est donc réalisé avec toute la longueur de l'arête de coupe de la plaquette.

Les paramètres de coupe sont les suivants : une vitesse de rotation de la broche de 1000 tours par minute, une avance de 0.08 mm par tour. La vitesse de coupe est variable étant donné la vitesse de rotation constante de la broche et que le rayon du disque usiné diminue durant l'expérience. Dans chaque essai un nouveau disque est utilisé afin d'assurer la même vitesse initiale pour chaque plaquette.

4.2.2. Modèle de comportement thermique de l'outil

La caractérisation de l'outil a été menée conformément à la procédure présentée dans la section 4.1.2, afin d'obtenir les modèles liants la température aux capteurs au flux de chaleur appliqué sur l'outil. Puisque la longueur de l'arête de coupe concernée par le processus de coupe est la même que pendant déroulage, le même dispositif de chauffe est utilisé pour identifier les modèles du comportement de l'outil.

4.2.2.1. Identification du système

L'identification a été réalisée sur une plaquette revêtue TiN. La figure 4.32 présente l'évolution des températures et du flux au cours de l'expérience d'identification. La durée de l'acquisition est de 80 secondes et la période d'échantillonnage pour l'identification est de 0.02 seconde. Sur la même figure nous comparons les températures aux capteurs mesurées et celles simulées à partir des systèmes identifiés. On constate une très bonne adéquation.

Pour valider les résultats d'identification, une autre expérience a été réalisée. Les températures aux capteurs sont calculées pour une variation différente du flux. L'expérience et la comparaison des températures simulées et mesurées sont présentées sur la figure 4.33, elle montre la validité des systèmes identifiés.

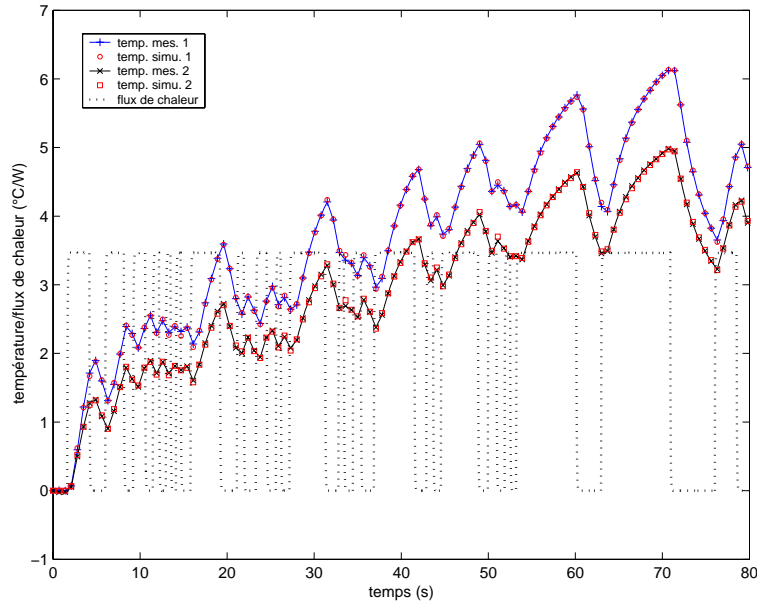


FIG. 4.32. Données expérimentales d'identification d'outil de tournage ("temp. mes."-température mesurée, "temp. simu."-température simulée, "n"-numéro de la thermistance).

Paramètres									
Numéro du capteur	α_0	α_1	α_2	α_3	α_4	β_0	β_1	β_2	β_3
1	1	0.0119	0.7962	0.0686	-0.0018	0.0687	-0.2843	0.2274	0.2774
Δ_1	0	1.0720e-5	7.8175e-6	2.5971e-5	4.6071e-9	1.3299e-6	1.8005e-5	3.7342e-5	1.1236e-5
2	1	0.2392	0.7410	-0.0231	0.0024	0.0446	-0.2737	0.3588	0.1053
Δ_2	0	1.1535e-4	3.4797e-5	3.4393e-6	7.6307e-9	2.6920e-6	3.8803e-5	7.1577e-5	1.3067e-5

TAB. 4.6. Paramètres des modèles identifiés pour l'outil de tournage.

Les paramètres des modèles pour les deux capteurs sont présentés au tableau 4.6. Les réponses impulsionnelles calculées à partir des systèmes identifiés sont présentées à la figure 4.34.

Comme nous l'avons, l'identification du système a été effectuée sur une plaquette revêtue TiN. Cette identification reste-elle valable pour les autres plaquettes ? La réponse a été partiellement présentée au chapitre 2. Pour se placer dans la configuration considérée actuellement, notamment la température au niveau du capteur, nous avons modifié le modèle 3D développé à la section 2.1.2 afin d'obtenir la température dans le substrat. La figure 4.35 présente les réponses impulsionnelles calculées pour différents ratios α_d/α_s . L'épaisseur du dépôt a été supposée $5 \mu m$ pour tous les revêtements. La résistance thermique de contact est égale $R_c = 1 * 10^{-5} W^{-1}m^2K$ pour les ratios 0.1 et 10. Le ratio 1 représentant un monocouche (plaquette non revêtue), valeur de R_c est nulle. La température est calculée à la distance de $1 mm$

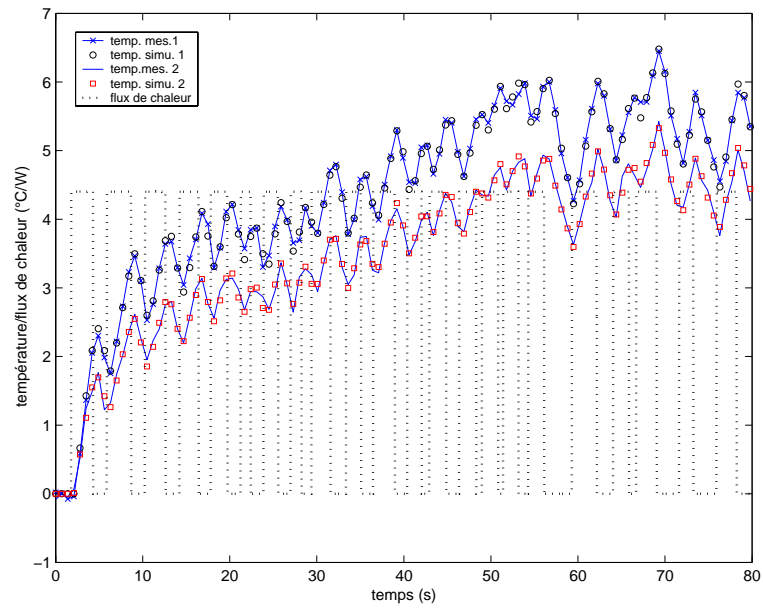


FIG. 4.33. Données expérimentales de validation des modèles identifiés pour l’outil de tournage (“temp. mes.”-température mesurée, “temp. simu.”-température simulée, “n”-numéro de la thermistance).

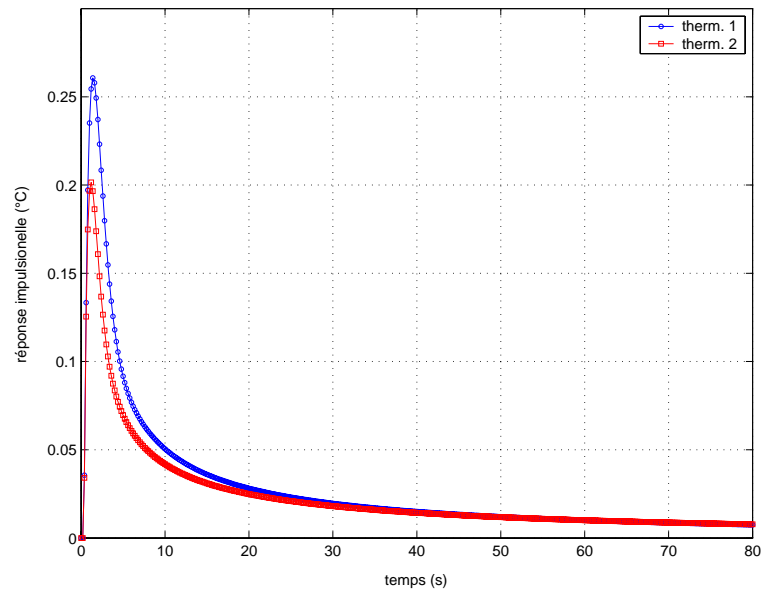


FIG. 4.34. Réponses impulsionnelles obtenues à partir des modèles identifiés (“therm n”-numéro de la thermistance).

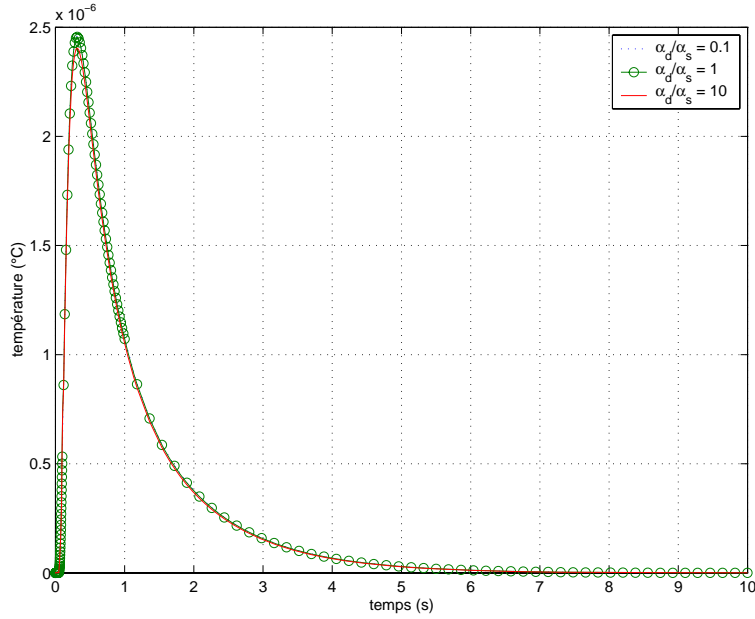


FIG. 4.35. Réponses impulsionnelles dans le substrat calculées à partir de la fonction $H_{3D}(r = 0, s)$ pour trois ratios α_d/α_s . Les valeurs numériques sont : $e_d = 5 \mu m$, $e_s = 5 * 10^{-3} m$, $\lambda_s = 35 W m^{-1} K^{-1}$, $\alpha_s = 8.33 * 10^{-6} m^2 s^{-1}$, $h = 10 W m^{-2} K^{-1}$.

de la face arrière du substrat. Egalement, comme au chapitre 2, le rayon du disque est de $15 mm$, et le rayon de la zone de chauffe est de $1 mm$.

On constate que les trois courbes sont quasiment confondues. Donc l'influence des revêtements considérés ici, sur la réponse impulsionnelle au capteur est négligeable. Ainsi le système identifié pour une plaquette, en occurrence le TiN ici, sera utilisable pour l'estimation du flux en usinage avec d'autres types de revêtement.

4.2.3. Estimation du flux de chaleur dans l'outil pendant l'usinage

Les essais d'usinage ont une durée d'environ 20 secondes. Les températures aux capteurs enregistrées pendant les essais sont représentées à la figure 4.36. Ces mesures ont été réalisées avec une période d'échantillonnage de 0.2 seconde. En utilisant les réponses impulsionnelles obtenues dans la section précédente et la procédure séquentielle d'estimation, le flux de chaleur dans l'outil a été estimé. Le nombre de pas de temps futurs utilisé dans cette procédure d'estimation est $r = 4$.

Les flux estimés dans l'outil pour les revêtements utilisés sont représentés à la figure 4.37.

4.2.4. Rayons des arêtes de coupe

Vue que l'épaisseur de la couche diamant CVD est supérieur aux autres et que le flux de chaleur estimé plus important lors de l'usinage avec ce type de revêtement, il nous a semblé important d'examiner les géométries des arêtes de coupe de

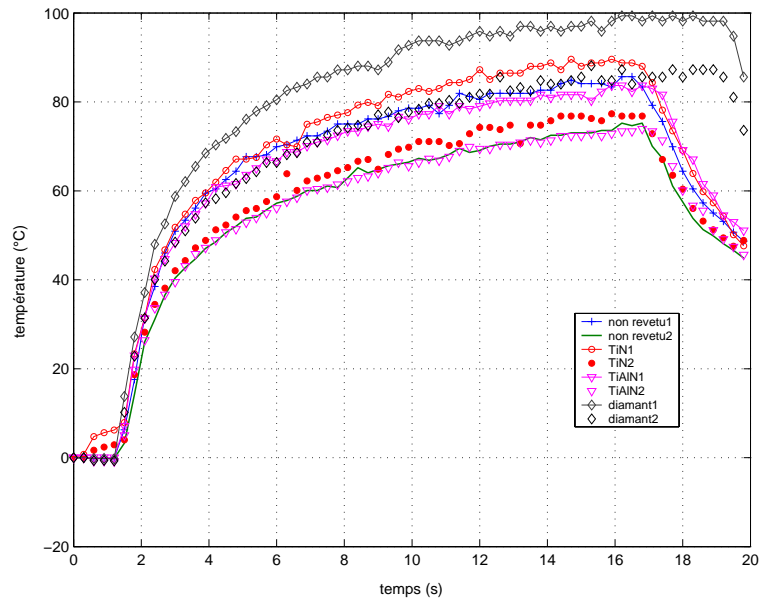


FIG. 4.36. Températures mesurées pendant tournage des disques MDF (1 - température au capteur 1 ; 2 - température au capteur 2).

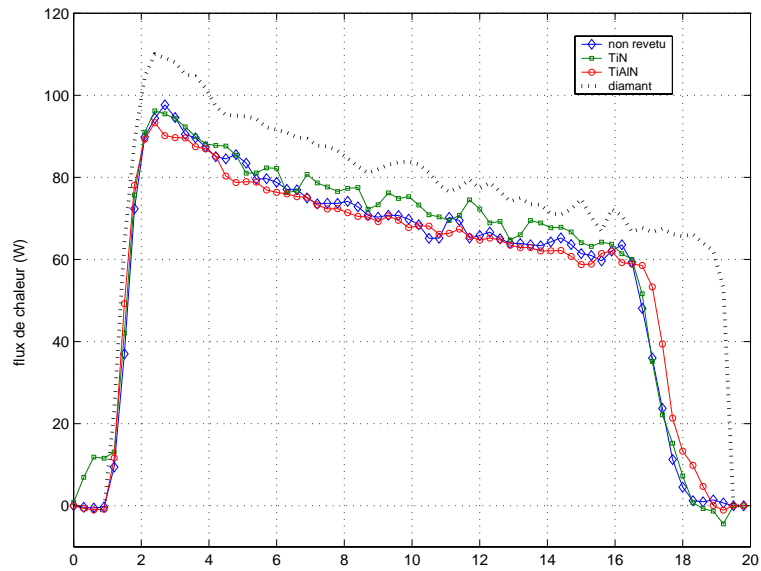


FIG. 4.37. Flux de chaleur estimés dans l'outil.

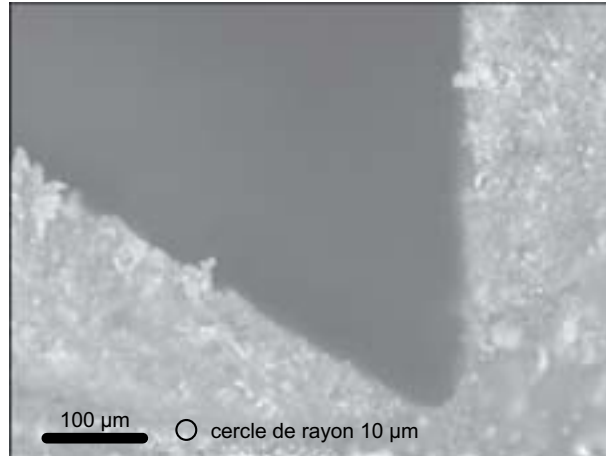


FIG. 4.38. Photo de l’empreinte de l’arête de coupe : plaquette revêtue - diamant CVD.

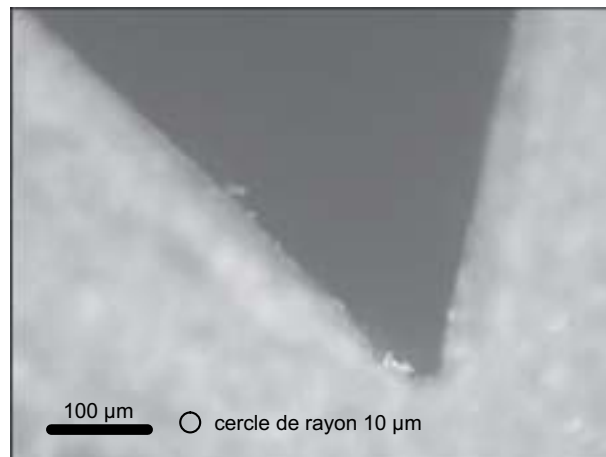


FIG. 4.39. Photo de l’empreinte de l’arête de coupe : plaquette non revêtue.

chaque plaquette. Pour cela, nous avons réalisé quatre empreintes (une pour chaque plaquette) du bec, en résine époxy suffisamment rigide pour maintenir la forme de l’empreinte réalisée, afin de les observer sous un microscope. Et ainsi de mesurer les rayons des arêtes.

Les photos sur les figures 4.38, 4.39, 4.40, 4.41, représentent la géométrie des arêtes utilisées pour le tournage.

Comme on peut le facilement voir, la plaquette revêtue de diamant CVD est caractérisée par un rayon d’arête le plus important ($r = 31 \mu m$), les géométries d’autres plaquettes sont très semblables, dans ce cas le rayon de l’arête ne dépasse pas $19 \mu m$. On a $r = 19 \mu m$, $r = 16 \mu m$ et $r = 18 \mu m$ respectivement pour la plaquette non revêtue, TiAlN et TiN. Cette mesure est très subjective, elle montre néanmoins que la géométrie de l’arête est le facteur à retenir lors de l’analyse de l’influence de revêtements sur le flux de chaleur dans l’outil.

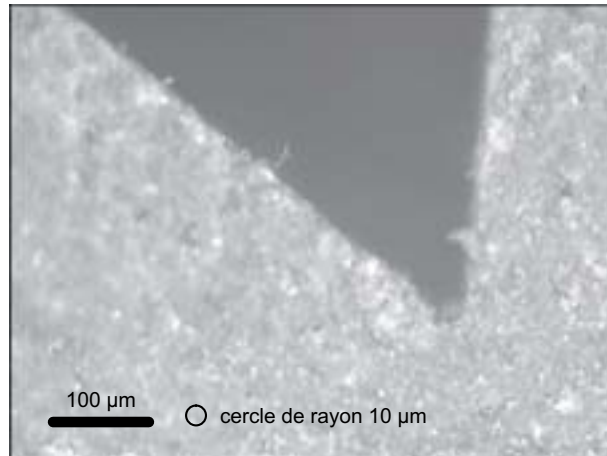


FIG. 4.40. Photo de l’empreinte de l’arête de coupe : plaquette revêtue - TiAlN.

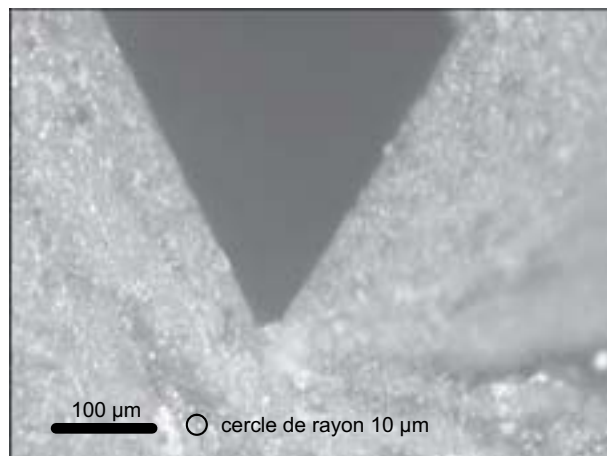


FIG. 4.41. Photo de l’empreinte de l’arête de coupe : plaquette revêtue - TiN.

4.3. Analyse

Nous avons montré au chapitre 2, que les revêtements de quelques micromètres, même caractérisés par des propriétés significativement différentes de celles du substrat, influencent la température à la surface du dépôt d'une façon négligeable, si le flux de chaleur entrant dans le système reste le même. L'investigation menée dans ce chapitre a montrée que le revêtement CrN a fait diminuer le flux de chaleur dans l'outil considérablement. Les revêtements utilisés dans la deuxième application n'affectent pas significativement le flux de chaleur dans l'outil sauf exception du revêtement diamant CVD. Ces deux constats nécessitent une analyse d'un point de vue tribologique.

Les mesures de coefficient de frottement n'ont pas fait l'objet de cette étude, néanmoins nous pouvons nous référer aux résultats déjà présentés dans la littérature.

En ce qui concerne le revêtement CrN sur l'acier, un coefficient de frottement légèrement plus faible que pour l'acier non revêtu en contact avec du MDF a été observé dans [80]. Beer dans [9] observe une réduction de la surface de contact entre l'outil, le copeau et la pièce pendant le déroulage du bois de hêtre avec un couteau revêtu de CrN. Un abaissement du coefficient de frottement par des revêtements CrN a été aussi constaté dans [11] lors le contact avec le bois de hêtre. Les valeurs observées sont : 0.45 pour l'acier non revêtu et 0.29 avec revêtement CrN. Djouadi dans [25] trouve des résultats analogiques en contact avec un matériau composite OSB (Oriented Strand Board). Tous ces résultats confirment les différences en flux de chaleur dans l'outil que nous avons trouvées.

En ce qui concerne la deuxième application, la faible influence des revêtements TiN et TiAlN sur le flux de chaleur dans l'outil, peut être partiellement expliquée par les résultats présentés dans [9] et [51]. Ces résultats concernent le frottement contre les bois massifs ; ils ne montrent pas de modifications significatives de coefficient de frottement pour ce revêtement. Une confirmation de ces résultats est présentée dans [112], où les mesures d'efforts de coupe montrent une influence négligeable de ces revêtements.

Le flux de chaleur que nous avons estimé pendant l'usinage avec une plaquette revêtue par diamant CVD est le plus important. A notre connaissance, il n'existe qu'une publication concernant la tribologie de contact entre le diamant nano cristalline et le MDF [79]. Ce travail montre une augmentation de coefficient de frottement par ce revêtement par rapport au tungstène de carbure. Par ailleurs, les travaux de Morita [75, 77], montrent une augmentation de puissance consommée durant l'usinage avec des plaquettes revêtues de diamant CVD. Ces travaux confirment le résultat que nous avons obtenu. D'ailleurs ce résultat peut être aussi associé à une épaisseur de revêtement plus importante que dans les cas précédents et donc

à une géométrie de l'arête de coupe moins favorable vis-à-vis ses caractéristiques tranchantes.

4.4. Conclusion

Nous avons utilisé l'approche inverse afin d'estimer le flux de chaleur dans un outils pendant l'usinage. Les deux applications ont été effectuées dans le but de qualifier l'influence de revêtements d'outil en usinage du bois.

La première application concernant le procédé de déroulage en utilisant un outil revêtu de CrN a montré que ce type de revêtement conduit à un abaissement significatif de flux de chaleur dans l'outil. Ce résultat est cohérent avec la mesure d'efforts de coupe et les résultats de mesures de coefficient de frottement pour la paire considérée ici.

La deuxième application traitant l'utilisation des dépôts : TiN, TiAlN et diamant CVD dans une opération de tournage, montre une influence négligeable des deux premiers revêtements. Le dépôt diamant CVD a conduit à une augmentation de flux de chaleur dans l'outil.

Conclusion à la première partie

Dans le cadre de cette partie du manuscrit nous avons procédé pour la première fois à une étude de l'influence de revêtements sur le comportement thermique des outils en usinage du bois. Les résultats présentés dans la littérature concernant la coupe métallique, montrent que certains types de revêtements modifient la température et le contact tribologique à l'interface outil-matière. En usinage du bois utilisant des outils avec différents revêtements, on trouve seulement les travaux sur le frottement et sur la puissance mécanique consommée pendant la coupe.

Dans cette étude, nous avons tout d'abord procédé à une modélisation du transfert de chaleur dans un système bicouche. Cette modélisation nous a permis d'une part mettre en évidence le rôle des propriétés thermiques du dépôt sur la température de la surface chauffée, et d'autre part d'obtenir une représentation fractionnaire de la fonction de transfert, qui justifie l'emploi d'un modèle non entier lors de l'identification du comportement thermique des outils. En ce qui concerne les revêtements d'outils, les calculs de la température effectués, montrent que l'influence des propriétés thermiques des dépôts en usinage contribue peu aux variations de température mesurées pendant la coupe mais que le revêtement influence surtout sur le coefficient de frottement et donc sur la source de chaleur dissipée. La démarche suivante a consisté donc à tester les revêtements pendant l'usinage.

Nous avons opté pour l'utilisation du flux de chaleur dans l'outil comme indice de l'influence de revêtements en usinage. Ce flux est estimé à partir d'une méthode inverse. Une métrologie de la température adaptée, et un modèle direct liant le flux de chaleur aux mesures de températures ont été donc nécessaires. La difficulté principale, notamment l'établissement d'un modèle fiable a été surmontée grâce à l'obtention du modèle au sens de l'identification de systèmes non entiers. Cette approche présente des nombreux avantages, notamment ne nécessite pas de connaître des caractéristiques thermiques du système. De plus, la position de la mesure et la dynamique des capteurs utilisés sont prises en compte dans le système identifié. Le modèle non entier est cohérent avec le processus de diffusion de la chaleur, de plus il est continu en temps, ce qui permet d'identifier le système aux temps courts et aux temps longs grâce à un flux excitant aléatoire. Une contrainte liée à ce type

d'approche est la nécessité de reproduire fidèlement les conditions thermiques sur l'outil rencontrées en usinage, lors de la phase d'identification de système.

Les applications d'usinage réalisées montrent que selon le type de revêtement, ils augmentent, diminuent ou restent passifs vis-à-vis du flux de chaleur dans l'outil. Cette influence est directement liée aux phénomènes tribologiques au niveau du contact outil-matière.

Deuxième partie II

Caractérisation de revêtements sur un
substrat

Introduction

Pour la plupart de matériaux en volume les propriétés thermiques sont connues. Cependant, le processus d'élaboration d'un film mince confère lui des caractéristiques qui sont différentes de celles du solide. Cet état est principalement entraîné par des différences de microstructure. La diversité des conditions de déposition et les différences de propriétés physico chimiques des substrats ne permettent pas aujourd'hui de prédire d'une façon générale des caractéristiques d'un dépôt : d'où de nombreux travaux concernant la métrologie thermique de couches minces.

Au chapitre 2 dans la première partie de ce mémoire nous avons montré la représentation fractionnaire du transfert de chaleur. Ce modèle étant cohérent avec le processus de diffusion de chaleur nous a servi pour modéliser le transfert dans un outil revêtu. Dans cette partie nous allons proposer cette représentation pour la caractérisation thermique des matériaux et plus précisément des couches minces.

L'organisation de cette partie est la suivante :

Tout d'abord nous commençons par la présentation des méthodes thermiques de caractérisation des dépôts. Les différents types de mesures afin d'identifier les paramètres thermophysiques de matériaux sont rapellées.

Dans le chapitre 6 nous proposons de reconstruire la réponse impulsionnelle et la phase caractérisant le système à la place de les obtenir directement à partir des mesures, ainsi que nous décrivons les méthodes de reconstruction, parmi elles la méthode par identification du système non entier.

Au dernier chapitre nous traitons les premiers résultats expérimentaux afin de reconstruire la phase et la réponse impulsionnelle du système étudié. Nous terminons le chapitre par une brève description du dispositif expérimental actuellement développé au laboratoire.

Chapitre 5

Méthodes thermiques de caractérisation de couches minces

Le schéma fondamental des méthodes de caractérisation thermique est basé sur l'excitation du milieu étudié et l'observation de sa réponse provoquée par cette excitation.

A partir des connaissances des conditions de chauffage on modélise l'expérience. La comparaison des modèles et des mesures expérimentales permet d'estimer les propriétés thermiques du matériau. Cette étape est appelée l'identification de propriétés thermophysiques par méthode inverse. Les modes de chauffage, ses distributions spatiales et temporelles ainsi que la façon de mesurer la température varient en fonction des propriétés recherchées.

Les méthodes utilisées en caractérisation thermique de couches minces sont les méthodes en régime transitoire.

5.1. Méthodes expérimentales en régime transitoire

Les méthodes en régime transitoire sont basées sur l'observation de comportement du système soumis à des perturbations thermiques non stationnaires. On distingue deux grandes familles parmi ces méthodes : les méthodes impulsionnelles et les méthodes périodiques.

5.1.1. Mesure face avant

La mesure face avant est la technique commune en caractérisation thermique de couches minces. Son principe est représenté sur la figure 5.1.

L'échantillon étudié est excité par une source photothermique et la mesure de sa réponse sur la surface sollicitée (côté chauffé) est observée. Les traceurs physiques principalement utilisés sont le rayonnement infrarouge émis ou le changement de coefficient de réflexion suite à l'échauffement de l'échantillon. En effet, ce sont les mesures les mieux adaptées à l'étude à cette échelle, car non intrusives. Néanmoins on trouve dans la littérature des travaux utilisant des sondes à contact.

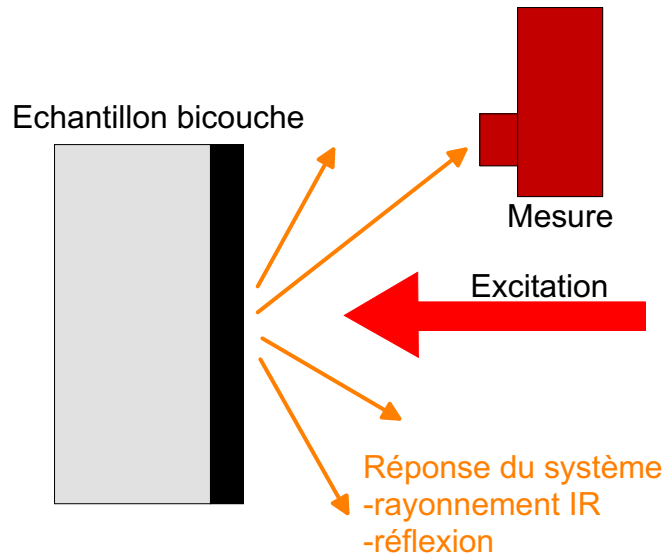


FIG. 5.1. Schéma du principe de l'expérience face avant.

5.1.2. Méthodes impulsionnelles

Leur principe est de chauffer l'échantillon à étudier par une impulsion de flux de forte énergie et de durée quasi nulle (impulsion de type Dirac). Les capteurs de mesure de la température en un ou plusieurs points adaptés permettent d'enregistrer l'évolution en fonction du temps. Le thermogramme expérimental obtenu par cette façon et le thermogramme théorique issue de la modélisation permettent d'estimer les propriétés thermiques du matériau.

Les impulsions sont créées en général par des lampes flash ou des lasers à impulsion. Les mesures de température sont réalisées à l'aide de thermocouples (mesure par contact), de détecteurs ou de caméras infrarouges (mesure sans contact).

On trouve dans la littérature des résultats concernant la caractérisation de couches minces par méthodes impulsionnelles [96]. On peut citer avant tout les travaux de Hmina et de Scudeller [52, 53, 65, 106] sur la résistance de contact à l'interface "dépot-substrat" et sur les propriétés du dépôt. Ils mesurent la réponse du système étudié à l'aide de sondes à contact. La mesure extrêmement rapide subissant des distorsions (bruits, retards, etc.) nécessite des traitements spécifiques avant son exploitation (voir figure 5.2).

Les mesures sans contact utilisant un détecteur infrarouge ont été réalisées dans les travaux de Rigollet [103, 104] et de Faugeroux [30, 31] pour obtenir les propriétés du dépôt et la résistance de contact à l'interface. Ici, le problème d'obtention de signal exploitable se manifeste aux temps longs. Comme on le voit sur la figure 5.3, le signal obtenu lors d'une expérience est trop bruitée pour l'exploiter. De plus, à l'instant initial (temps courts), les phénomènes de non linéarité du détecteur entraînent la saturation du signal. La solution utilisée par les auteurs est de moyennner

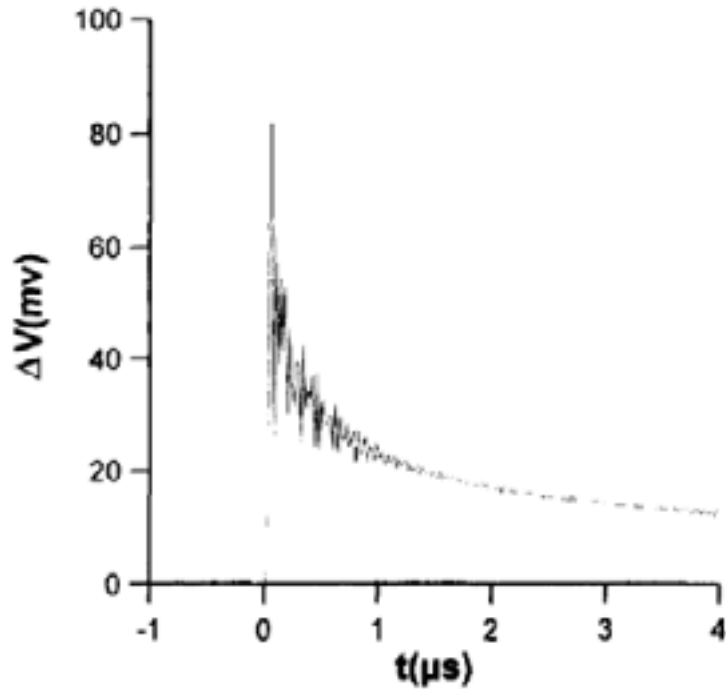


FIG. 5.2. Signal obtenu par mesure avec contact dans une méthode impulsionnelle de caractérisation thermique [53].

les thermogrammes obtenus sur 100 expériences afin d'obtenir un rapport signal sur bruit satisfaisant.

5.1.3. Méthodes périodiques

Ces méthodes consistent à imposer sur le matériau à étudier une source d'énergie périodique en temps. La mesure conduit au module de la réponse et au déphasage entre la mesure et l'excitation. Les mesures en fonction de la position ou de la fréquence permettent la métrologie de propriétés. Une investigation de la surface de l'échantillon est souvent utilisée en contrôle non destructif.

La gamme de fréquences étudiée et le traceur physique utilisé font la spécificité de chaque méthode.

5.1.3.1. Photoréflexion modulée

Cette technique utilise la propriété de variation du coefficient de réflexion de la surface d'un matériau en fonction de la température superficielle. Un laser permet d'exciter la surface du matériau et une photodiode est utilisée pour mesurer le coefficient de réflexion de la surface et par conséquent la température. Ce signal est analysé par détection synchrone et permet d'identifier les propriétés thermiques. Cette méthode a été utilisée avec un succès dans les travaux de Gervaise [34] et Gagliano [33] afin d'estimer la diffusivité thermique à l'échelle du micromètre dans

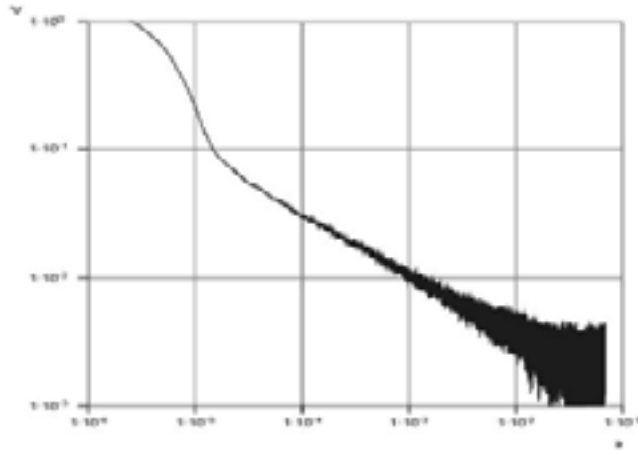


FIG. 5.3. Signal obtenu après moyennage de 100 signaux expérimentaux lors d'une mesure sans contact dans une méthode impulsionnelle de caractérisation thermique [31].

les systèmes bicouches ayant subi un vieillissement thermique, un exemple de comparaison entre les mesures et la courbe théorique est présenté sur la figure 5.4. Pruja [97, 98] utilisant cette méthode obtient des résultats prometteurs lors d'une caractérisation des interfaces et microfissures.

5.1.3.2. Radiométrie infrarouge

La zone soumise au flux de chaleur généré par un laser émet un rayonnement dans l'infrarouge. Un détecteur IR mesure le rayonnement et un détecteur synchrone permet de mesurer le gain et la phase de la fonction de transfert liant la température superficielle au flux et qui dépendent des propriétés thermophysiques du matériau étudié. La mesure de propriétés thermiques est alors envisageable à petite échelle, cela dépend de la focalisation de la mesure et de l'excitation. Le détecteur infrarouge peut être placé en face avant ou en face arrière. L'expérience en face arrière est utilisée pour l'étude de matériaux massifs. La mesure face avant est adaptée à l'étude des couches minces. Cette méthode a été utilisée pour la caractérisation des matériaux homogènes et des assemblages tricouches à l'échelle du millimètre dans [34]. Une caractérisation des revêtements de chrome électrolytique à la même échelle est menée dans [33]. Une mesure de l'épaisseur de revêtements utilisant la radiométrie infrarouge par l'analyse multifréquentielle est réalisée par Maillart et al. dans [69].

5.1.4. Avantages et inconvénients des deux méthodes en régime transitoire

Le point fort des méthodes impulsionnelles est qu'un flash est caractérisée par une bande spectrale très étendue, ce qui permet d'exciter quasiment toutes les fré-

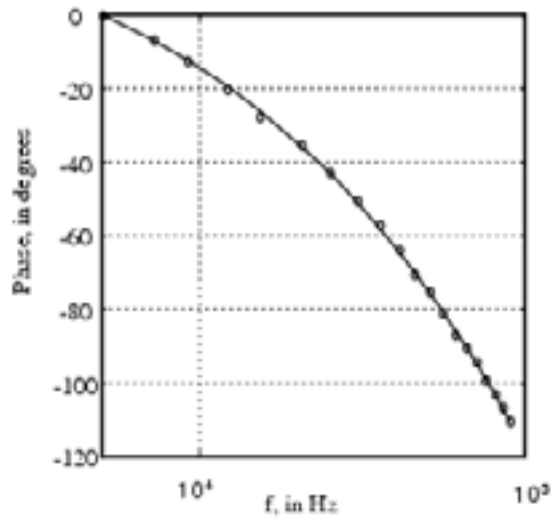


FIG. 5.4. Phase obtenue lors de la caractérisation par photoréflexion modulée du substrat en acier d'un système bicouche. Trait continu - la courbe théorique, rond - la mesure de phase [34].

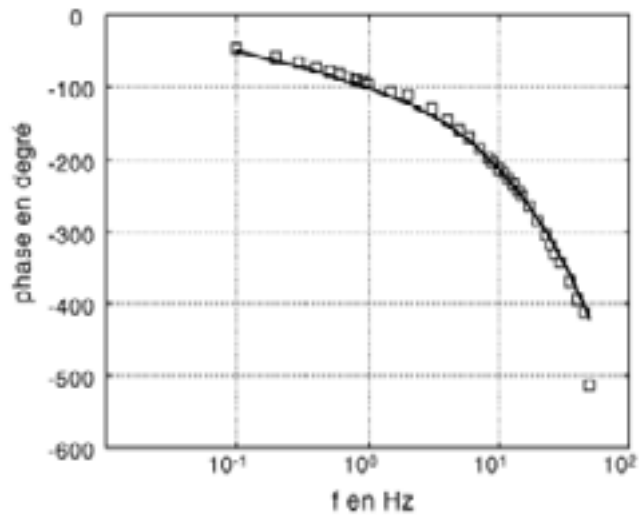


FIG. 5.5. Phase obtenue lors de la caractérisation par radiométrie IR d'un échantillon de référence en fer. Trait continu - la courbe théorique, carré - la mesure de phase [34].

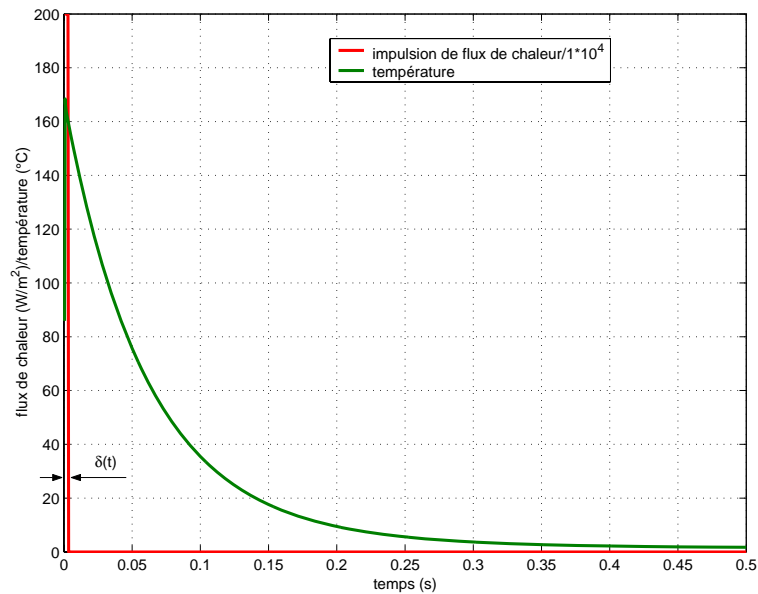


FIG. 5.6. Excitation par une impulsion et la réponse en température.

quences du système étudié lors d'une expérience. Par contre, les mesures restent très sensibles au bruit car l'énergie apportée au système par l'excitation est faible. Le rapport signal sur bruit peut être amélioré par l'application d'une impulsion de forte amplitude, cependant une telle excitation peut conduire à des effets non linéaires tant de point de vue du détecteur que du transfert de chaleur dans le matériau. On sort alors du domaine de modélisation simple du transfert de chaleur dans le matériau. Le dispositif expérimental pour ce type de méthode est aussi souvent difficile à mettre en place. D'autre part, l'impulsion de Dirac est une idéalisation du signal réel qui est en fait une fonction porte de largeur $\delta(t)$ (ce qui est très difficile d'évaluer avec précision), l'énergie étant l'intégrale sur l'aire. En fonction de la valeur de $\delta(t)$, le modèle peut ne plus être représentatif du phénomène réel.

Les méthodes périodiques sont certainement les mesures les plus adaptées et les plus fiables pour la mesure de propriétés thermiques de matériaux. Les études de sensibilités aux paramètres recherchés permettent d'optimiser l'expérience par le choix du domaine fréquentiel pour l'estimation de paramètres. L'avantage des méthodes périodiques est que les données expérimentales peuvent s'exprimer directement en degrés de phase éliminant des paramètres de proportionnalité tels que émissivité, coefficient de réflexion etc. Ces méthodes ne demandent pas d'excitations de forte amplitude et permettent donc de respecter les domaines de linéarité du détecteur et du transfert. Cependant les temps d'établissement du régime périodique établi sont longs, ce qui conduit à des expériences de durée importante en fonction de la bande spectrale explorée (voir figure 5.7).

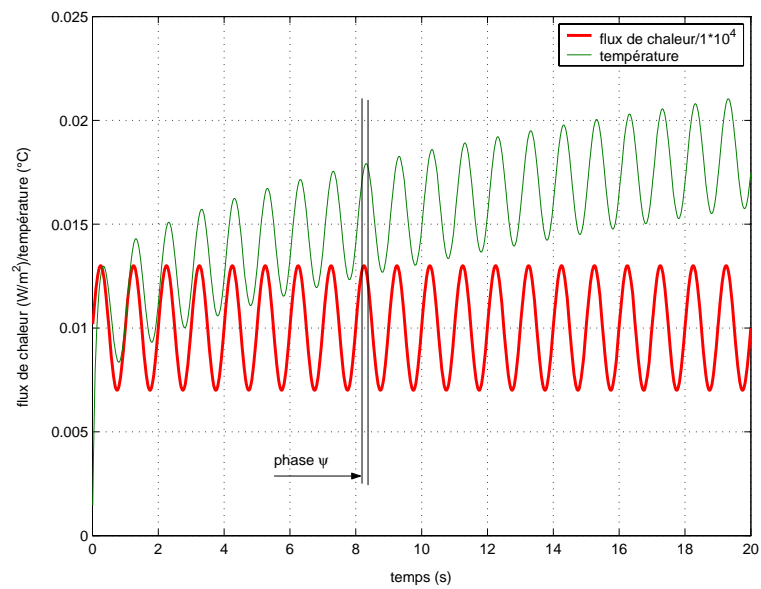


FIG. 5.7. Excitation modulée et la réponse en température - evolution vers le régime périodique établi.

Chapitre 6

Reconstruction de la réponse impulsionnelle et de la phase par identification de système non entier

6.1. Pourquoi reconstruire la réponse impulsionnelle et la phase ?

L'approche que nous préconisons et qui a été déjà utilisée par quelques auteurs consiste à reconstruire la réponse impulsionnelle et/ou la phase à partir de la réponse en température à une évolution "quelconque" du flux. Cette reconstruction est rapide, ce qui présente un intérêt par rapport aux méthodes périodiques. D'autre part, la réponse impulsionnelle ou la phase reconstruites ont un domaine de confiance homogène sur plusieurs décades (figure 6.1), difficilement réalisable dans le cas des méthodes impulsionnelles.

6.2. Comment les reconstruire ?

Un compromis entre l'excitation périodique et une impulsion réside dans les méthodes utilisant des excitations aléatoires. Supériorité par rapport aux précédentes est une plus grande rapidité d'analyse sur la gamme de fréquences étendue pour des contraintes thermiques moindres.

La réponse à une variation aléatoire du flux de chaleur, de faible amplitude, est aussi performante en termes de densité spectrale de puissance que celle à une impulsion de grande amplitude, ce que l'on voit sur la figure 6.2 où la densité spectrale de la température due à la séquence pseudo aléatoire de flux d'amplitude 0.1 (figure 6.3) est aussi élevée que celle pour la fonction de Dirac d'amplitude 1.

La densité spectrale de puissance de $T(t)$ est définie en temps discret par :

$$PSD(f) = \frac{\Delta t}{K} \left| \sum_{i=0}^{K-1} T(i\Delta t) \exp(-j2\pi fi\Delta t) \right|^2 \quad (6.1)$$

Le meilleur signal excitateur est un bruit blanc dont l'autocorrélation du spectre en fréquence est une fonction delta de Dirac. Ce type de signal est purement théorique. En pratique on cherche des séquences permettant de s'approcher à cette excitation idéale dans une bande de fréquences la plus large possible. Actuellement, les

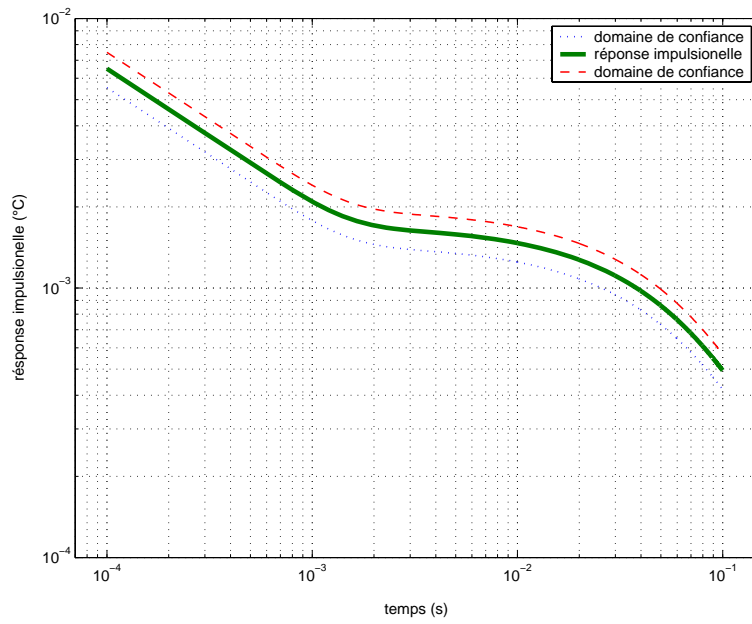


FIG. 6.1. Représentation d'une réponse impulsionnelle avec un domaine de confiance homogène.

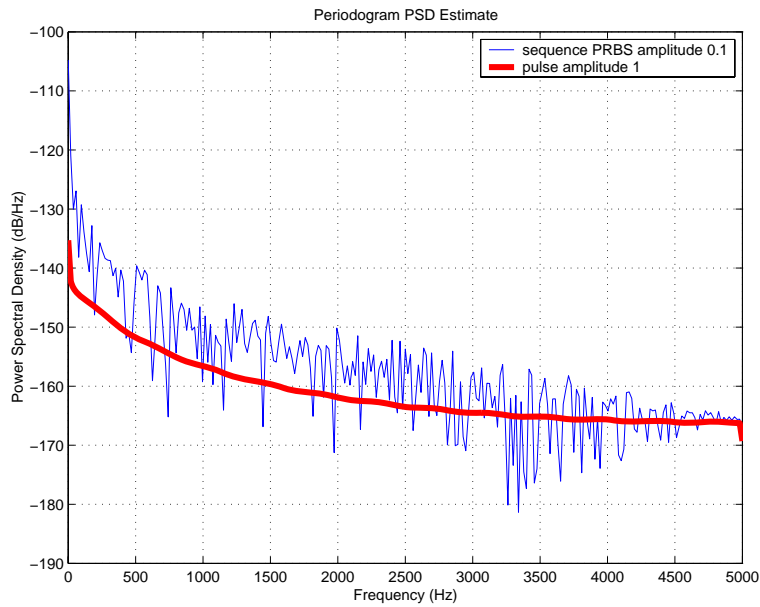


FIG. 6.2. Densité spectrale de puissance des signaux d'excitation.

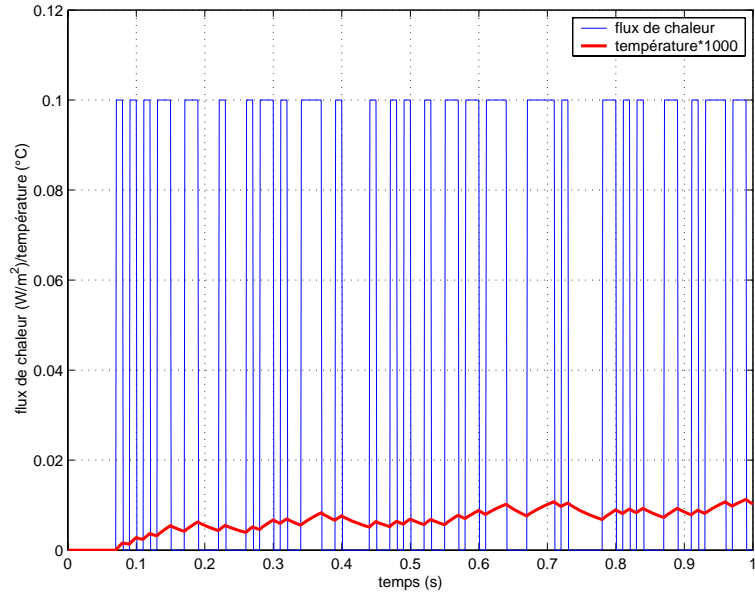


FIG. 6.3. Séquence pseudo aléatoire de flux d'amplitude 0.1.

séquences de type PRBS (séquence pseudo aléatoire binaire), les séquences modulées en fréquences (vobulation, figure 6.5) ou les bruit de type Gaussien (figure 6.4) sont utilisées [13].

6.3. Méthodes de reconstruction

Deux types d'approche sont envisageables. Dans la littérature on trouve les méthodes non paramétriques donnant un accès direct à la réponse impulsionnelle sans établissement d'un modèle permettant de la simuler [13, 16]. La deuxième approche consiste à identifier les paramètres d'un modèle et de simuler la réponse de ce système à un Dirac de flux pour retrouver la réponse impulsionnelle [13, 84, 23].

6.3.1. Méthodes non paramétriques

La relation fondamentale décrivant un système thermique linéaire et stationnaire est de la forme :

$$Y(t) = \int_0^{\infty} h(\tau) \phi(t - \tau) d\tau + e(t) \quad (6.2)$$

où la réponse impulsionnelle $h(t)$ lie la température mesurée $Y(t)$ au flux de chaleur $\phi(t)$ par le produit de convolution. $e(t)$ est l'erreur de mesure au temps t .

La fonction d'intercorrélation $R_{f,g}(\tau)$ entre deux signaux $f(t)$ et $g(t)$ est définie par :

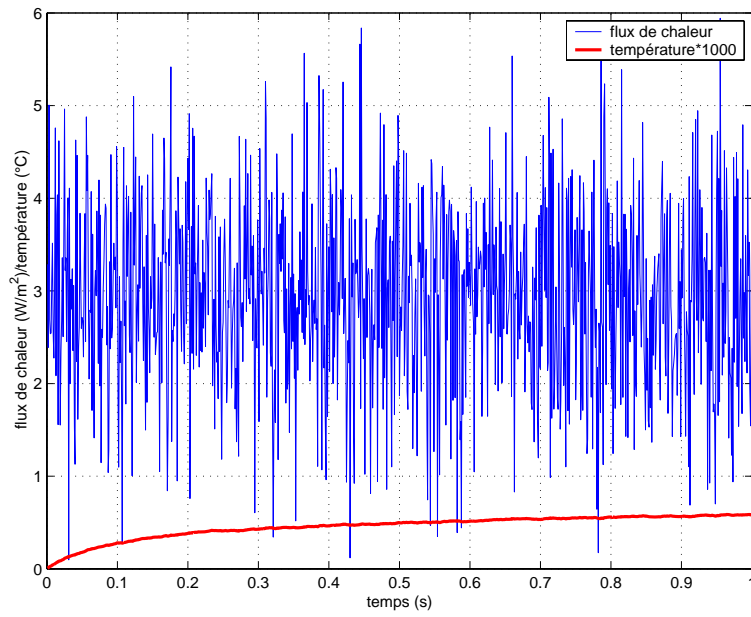


FIG. 6.4. Séquence d'un bruit Gaussien.

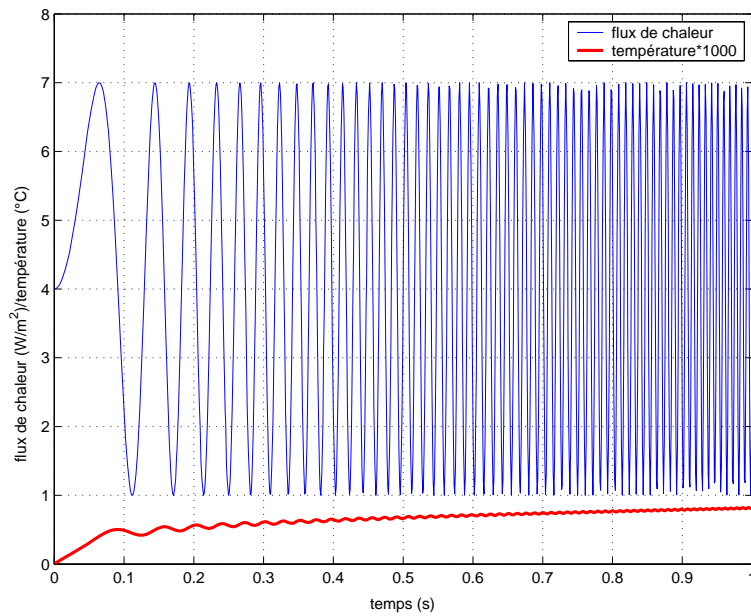


FIG. 6.5. Séquence modulée en fréquences.

$$\text{Corr}(f, g) \Rightarrow R_{f,g}(\tau) = \int_0^\tau f(t) g(t - \tau) dt \quad (6.3)$$

On peut alors écrire pour $Y(t)$ et $\phi(t)$:

$$\int_0^\tau h(t) \phi(t - \tau) dt = \int_0^\tau \int_0^\infty h(\tau) \phi(t - \tau) d\tau \phi(t - \tau) dt + \int_0^\tau e(t) \phi(t - \tau) dt \quad (6.4)$$

Et on a donc :

$$\begin{aligned} R_{Y,\phi} &= \int_0^\infty h(\tau) \int_0^\tau \phi(t - \tau) \phi(t - \tau) dt d\tau + R_{e,\phi} \\ &= \int_0^\infty h(t - \tau) \int_0^\tau \phi(t) \phi(t - \tau) dt d\tau + R_{e,\phi} \\ &= \int_0^\infty h(t - \tau) R_{\phi,\phi}(\tau) d\tau + R_{e,\phi} \end{aligned} \quad (6.5)$$

Si $\phi(t)$ est un bruit blanc, $R_{\phi,\phi}(\tau) = \delta(\tau)$, avec $\delta(\tau)$ représentant la fonction de Dirac, on a :

$$R_{Y,\phi} = \int_0^\infty h(t - \tau) \delta(\tau) d\tau + R_{e,\phi} = h(\tau) + R_{e,\phi} \quad (6.6)$$

si on suppose que le bruit n'est pas corrélé avec l'entrée $R_{e,\phi} = 0$:

$$h(\tau) = R_{Y,\phi}(\tau) \quad (6.7)$$

Le calcul de la fonction de corrélation entre $Y(t)$ et $\phi(t)$ donne donc directement la réponse impulsionnelle du système.

Si $\phi(t)$ n'est pas blanc, mais on a toujours $R_{e,\phi} = 0$ (vrai, si le système est stationnaire) :

$$R_{Y,\phi}(\tau) = h(\tau) \otimes R_{\phi,\phi}(\tau) \quad (6.8)$$

En effectuant la transformée de Fourier :

$$\text{FFT}[R_{Y,\phi}(\tau)] = \text{FFT}[h(\tau)] \text{FFT}[R_{\phi,\phi}(\tau)] \quad (6.9)$$

on obtient :

$$S_{Y,\phi}(j\omega) = H(j\omega) S_{\phi,\phi}(j\omega) \quad (6.10)$$

d'où la fonction de transfert est :

$$H(j\omega) = \frac{S_{Y,\phi}(j\omega)}{S_{\phi,\phi}(j\omega)} \quad (6.11)$$

où $S_{\phi,\phi}(j\omega)$ correspond à la densité spectrale de puissance du signal $\phi(t)$ et $S_{Y,\phi}(j\omega)$ représente l'inter densité spectrale de deux signaux ($Y(t)$ et $\phi(t)$).

La fonction de cohérence définie par :

$$C_{Y,\phi}(j\omega) = \frac{|S_{Y,\phi}(j\omega)|^2}{S_{Y,\phi}(j\omega) S_{\phi,\phi}(j\omega)} \quad (6.12)$$

prend des valeurs entre 0 et 1, elle mesure la corrélation entre $Y(t)$ et $\phi(t)$. Si cette valeur est proche de 1, le système est linéaire et stationnaire.

6.3.2. Méthodes paramétriques : modèle entier

Les méthodes paramétriques issues du domaine de l'automatique et du traitement des signaux consistent à construire théoriquement la réponse du système étudié à partir d'un modèle de comportement paramétrique, bâti à partir de la réponse thermique T de l'échantillon face à la sollicitation aléatoire ϕ . La réponse impulsionnelle est calculée en introduisant dans le modèle identifié une excitation de Dirac théorique. Le modèle de référence (équation 2.12 au chapitre 2) représente la relation exacte entre T et ϕ dans l'espace de Laplace. Néanmoins, le calcul de la transformée de Laplace pour une excitation quelconque ou de la forme imparfaite (mesures réelles - voir figure 6.6) reste problématique, donc il est plus judicieux d'identifier un modèle dans le domaine temporel.

La relation classique entre l'entrée et la sortie est sous la forme d'une équation différentielle linéaire.

$$\sum_{n=0}^M a_n D^n T(t) = \sum_{n=0}^L b_n D^n \phi(t) \quad (6.13)$$

Les valeurs de l'entrée et de la sortie sont continues en temps, en pratique les mesures effectuées sur le système étudié sont sous la forme discrète avec pas d'échantillonnage Δt ce qui conduit à l'estimation des paramètres du modèle discret de la forme :

$$\begin{aligned} a_0 T(t) + a_1 T(t - \Delta t) + \dots + a_M T(t - M\Delta t) = \\ b_0 \phi(t) + b_1 \phi(t - \Delta t) + \dots + b_L \phi(t - L\Delta t) \end{aligned} \quad (6.14)$$

Cette structure classique, est appelée le modèle Auto Régressif eXogène (ARX).

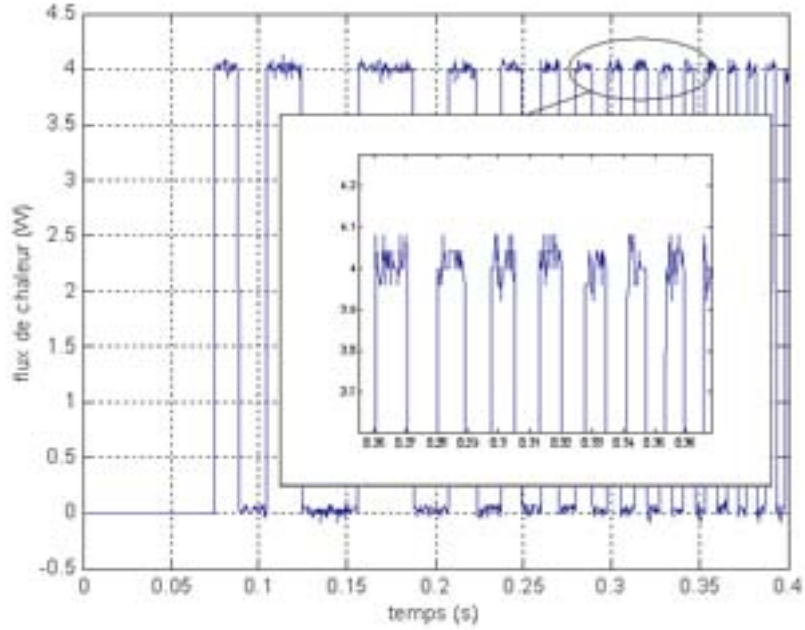


FIG. 6.6. Imperfections de mesure d'un signal carré réel.

Dans la littérature automatique on trouve d'autres variantes telles que ARMA (Auto Regressif à Moyenne Ajustée), ARMAX (Auto Regressif à Moyenne Ajustée avec l'entrée eXogène), OE (Erreur de Sortie), etc. [68]. L'identification de paramètres du modèle est obtenu soit en minimisant l'erreur de sortie, soit l'erreur de prédiction (résidus). Dans le premier cas, la fonction d'erreur de sortie est non linéaire vis-à-vis des paramètres et donc l'identification est non linéaire, en contrepartie l'estimation est non-biaisée. Dans le deuxième cas, la fonction d'erreur de prédiction est linéaire vis-à-vis des paramètres et on peut utiliser une méthode aux moindres carrés linéaire, par contre l'estimation est biaisée.

Ce type d'analyse a été utilisé dans [13, 84, 23], les résultats montrent que pour reproduire fidèlement le comportement du système le nombre de paramètres nécessaire est important, ce qui implique les temps de calcul non négligeables. En effet, aux temps courts le comportement de systèmes correspond à celui du milieu semi infini. On retrouve notamment le terme $\frac{1}{\sqrt{s}}$ dans le modèle de référence (cf. chapitre 2 et Annexe B) aux temps courts. Ce terme ne peut être approché que par un grand nombre de valeur de $s^n \in N$.

En effet, en écrivant $\sqrt{s} = \sqrt{j\omega} = j^{\frac{1}{2}}\sqrt{\omega}$, et sachant que $j^\alpha = \exp(j\alpha\frac{\pi}{2})$, on retrouve une somme infinie :

$$\sqrt{s} = \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(j\frac{\pi}{4})^n}{n!} \sqrt{\omega} \quad (6.15)$$

6.3.3. Méthode paramétrique : modèle non entier

Le modèle non entier reliant la température du milieu au flux de chaleur développé au chapitre 2 prend dans le domaine temporel la forme :

$$\sum_{n=0}^{\infty} \alpha_n D^{\xi} T_0(t) = \sum_{n=0}^{\infty} \beta_n D^{\xi} \phi_0(t) \quad (6.16)$$

$$\xi = \frac{n}{2} \quad (6.17)$$

Dans l'espace de Laplace, il correspond à la fonction de transfert reliant toujours les deux grandeurs. Comme précédemment pour obtenir la réponse impulsionnelle du système remplace le flux par un Dirac (cf. chapitre 3, première partie).

L'avantage de l'identification du système non entier est que le modèle est cohérent avec le processus physique de diffusion de la chaleur. Ce modèle permet de reproduire correctement le comportement thermique du système aux temps courts avec un petit nombre de paramètres et par conséquent d'obtenir un gain de temps de calcul important.

6.4. Méthode mathématique d'identification du système non entier

L'identification du système non entier se déroule suivant la procédure décrite au chapitre 3.

Chapitre 7

Premiers résultats expérimentaux

Dans ce chapitre nous avons tenté de reconstruire la réponse impulsionnelle et la phase à partir de quelques résultats expérimentaux disponibles à ce stade d'avancement de nos travaux.

La mesure réalisée par la méthode du plan chaud sur un système bicouche PVC-acier est traitée comme la première. La température mesurée et le flux de chaleur déterminé permettent d'obtenir la réponse impulsionnelle et la phase.

Les expériences de radiométrie infrarouge effectuées à la DGA - Groupe des Hauts Flux thermiques à Odeillo sur des échantillons bicouche papier-aluminium et PVC-aluminium ne donnent pas l'accès à la température et le flux de chaleur. Pour de petites variations de la température, les grandeurs mesurées sont linéairement proportionnelles au flux et à la température, donc le déphasage entre l'excitation et la réponse reste inchangé. La phase reconstruite peut être donc utilisée pour estimer certaines propriétés.

7.1. Essai plan chaud

Nous avons réalisé une expérience basée sur la méthode du plan chaud. Cette méthode consiste à placer une résistance chauffante électrique munie d'un thermocouple sur le matériau (cf. schéma sur la figure 7.1). Le flux de chaleur et la température sont mesurés. On se place dans le cas du transfert dans un milieu semi infini pour le substrat.

La puissance électrique fournie à la résistance chauffante est supposée complètement dégradé en flux de chaleur et celui entièrement transmis dans les milieux, donc à partir du courant et de la tension on détermine le flux de chaleur injecté. La température est mesurée par un thermocouple de type T (cuivre-constantan) incorporé sur la résistance chauffante. Le flux et la température sont enregistrés par un oscilloscope. Le flux aléatoire est généré à l'aide d'un interrupteur.

La figure 7.2 représente les données expérimentales obtenues lors d'un essai sur le matériau bicouche : PVC sur acier. La période d'échantillonnage est égale à $\Delta t = 0.02$ seconde.

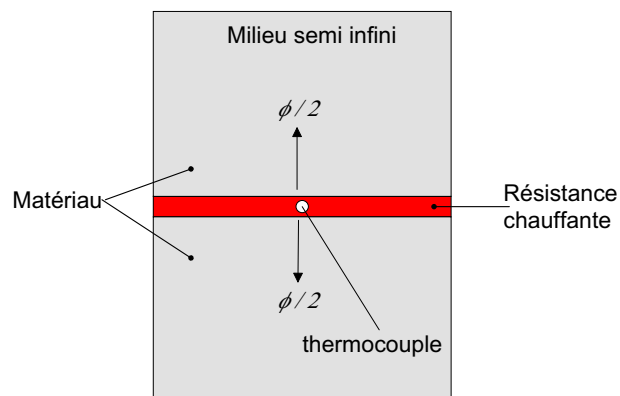


FIG. 7.1. Schéma du principe de la méthode du plan chaud.

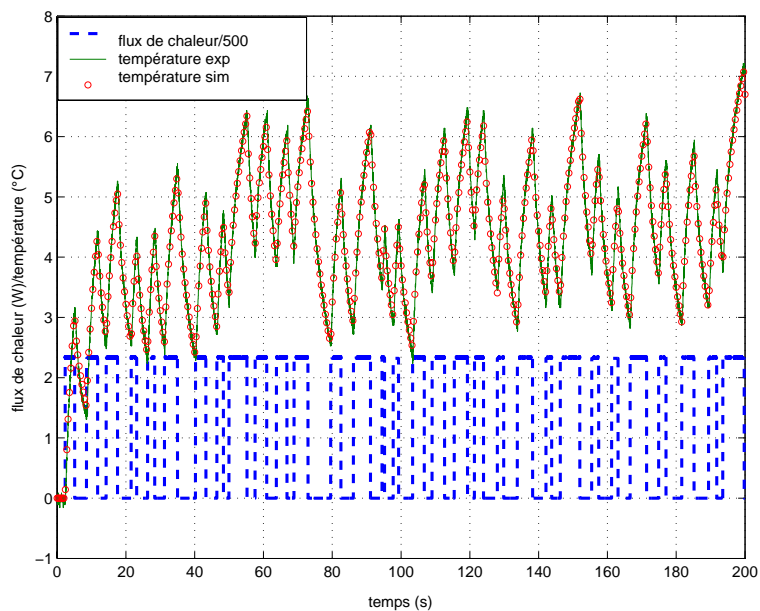


FIG. 7.2. Données expérimentales d'un essai de caractérisation d'un bicouche PVC sur acier.

Paramètres					
	α_1	α_2	α_3	β_0	β_1
Valeur	1	0.1674	0.1882	0.0136e-3	1.4462e-3
Δ	0	0.3662e-5	0.0158e-5	0.0001e-10	0.2024e-10

TAB. 7.1. Paramètres du modèle non entier identifié pour le système PVC-acier.

A partir de ces données nous avons identifiée le système non entier liant le flux à la température. Le modèle est exprimé à partir des integrales non entières suivant la procédure développée au chapitre 3. Le tableau 7.1 reprend les paramètres identifiés.

Sur la figure 7.2 nous avons tracé la température simulée à partir du système identifié. On peut vérifier que le système identifié reproduit fidèlement la température mesurée. La réponse impulsionnelle reconstruite est présentée sur la figure 7.3. Les propriétés des deux couches constituant la système sont connues (caractérisées par d'autres méthodes), nous avons donc calculée la réponse impulsionnelle théorique afin de la comparer avec celle identifiée. Cette réponse est tracée sur la même figure. Nous utilisons un modèle de transfert dans un milieu bicouche avec le substrat semi infini (équation 7.1).

$$\bar{T}_0(s) = H'_{1D}(s) \bar{\varphi}_0(s) \quad (7.1)$$

avec :

$$H'_{1D} = \frac{(R_{c_{sond}} + H_0) \frac{1}{C_{p_{sond}} s}}{R_{c_{sond}} + H_0 + \frac{1}{C_{p_{sond}} s}} \quad (7.2)$$

où H_0 correspond à la fonction de transfert :

$$H_0 = \frac{\cosh(k_d e_d) \left(\frac{1}{\sqrt{\lambda_s \rho_s C_{p_s} \sqrt{s}} + R_c} \right) + \frac{\sinh(k_d e_d)}{\lambda_d k_d}}{\lambda_d k_d \sinh(k_d e_d) \left(\frac{1}{\sqrt{\lambda_s \rho_s C_{p_s} \sqrt{s}} + R_c} \right) + \cosh(k_d e_d)} \quad (7.3)$$

$$\text{avec : } k_d = \sqrt{\frac{s}{\alpha_d}}.$$

Le modèle prend en compte la résistance de contact entre la sonde et le milieu désigné $R_{c_{sond}}$, la résistance de contact entre le dépôt et le substrat (R_c) ainsi que la capacitance de la sonde $C_{p_{sond}}$. La capacitance a été identifiée préalablement et les valeurs des résistances sont approximatives. Les valeurs numériques utilisées sont les suivantes : $e_d = 1 \text{ mm}$, $\lambda_d = 0.19 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, $\lambda_s = 30 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$,

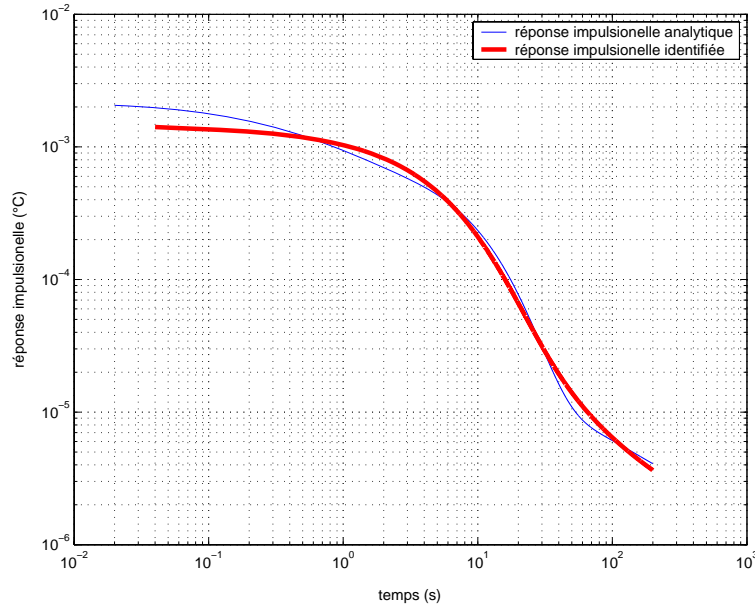


FIG. 7.3. Réponse impulsionnelle reconstruite pour le système PVC-acier - comparaison avec celle obtenue analytiquement.

$$\alpha_d = 1.21 * 10^{-7} m^2 s^{-1}, \alpha_s = 8.33 * 10^{-6} m^2 s^{-1}, R_c = 5 * 10^{-4} W^{-1} m^2 K, R_{c,sond} = 5 * 10^{-4} W^{-1} m^2 K, C_{p,sond} = 460.2 J kg^{-1} K^{-1}.$$

L'étape suivante est la représentation de la phase. Sur la figure 7.4 nous avons tracé la phase identifiée et la phase théorique. On constate que la réponse impulsionnelle et la phase reconstruites correspondent relativement bien à celles obtenues analytiquement.

7.2. Essais de radiométrie infrarouge

Les mesures par radiométrie infrarouge ont été effectuées sur des matériaux bicouche papier-aluminium et PVC-aluminium sur le dispositif de radiométrie infrarouge du Groupe des Hauts Flux thermiques d'Odeillo. Les dépôts très isolants par rapport au substrat ont été choisis afin de faciliter ces expériences préliminaires. L'épaisseur de la couche papier a été de l'ordre de $\sim 0.2 mm$ et du film PVC $\sim 0.3 mm$. Les dépôts ont été collés sur le substrat d'épaisseur $3 mm$. Les surfaces de dépôts ont été peint en noir afin de maîtriser l'émissivité. Les signaux disponibles dans cette expérience sont la tension à la sortie du détecteur infrarouge et la tension de l'alimentation de la diode laser utilisée pour exciter le système. L'excitation se fait avec un signal carré modulé en fréquences. La bande spectrale s'étend de $1 Hz$ à $100 Hz$ avec un pas de $2 Hz$. Pour l'acquisition des données un oscilloscope numérique a été utilisé. Le pas d'échantillonnage est égal à $4 * 10^{-4}$ seconde.

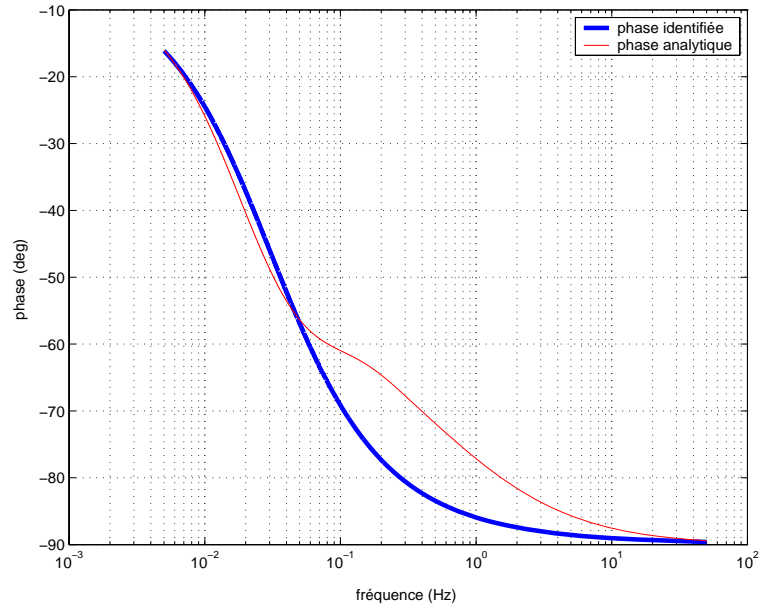


FIG. 7.4. Phase reconstruite pour le système PVC-acier - comparaison avec celle obtenu analytiquement.

Paramètres							
	α_0	α_1	α_2	α_4	β_0	β_1	β_2
Valeur	1	-1.3698	0.0232	0.2837	0.0070	0.0147	-0.0329
Δ	0	0.0033	0.0042	0.0038	0.0021e-5	0.0884e-5	0.6475e-5

TAB. 7.2. Paramètres du modèle non entier identifié pour le système papier-aluminium.

7.2.1. Echantillon bicouche papier-aluminium

Tout d'abord nous avons procédé à l'identification du système non entier. Les données expérimentales sont représentées sur la figure 7.5. Sur la même figure nous comparons les données mesurées avec celles simulées à partir du système identifié, dont les paramètres sont collectés dans le tableau 7.2. Cette structure du modèle assure le meilleur résultat, néanmoins le modèle ne reproduit fidèlement les mesures.

Utilisant le système identifié nous avons reconstruit la réponse impulsionnelle et la phase (figure 7.6 et 7.7). L'allure de la réponse impulsionnelle correspond bien à la pente $-\frac{1}{2}$ sur l'échelle logarithmique, cependant la transition entre le transfert dans le dépôt et le substrat n'est pas très prononcée. En ce qui concerne la phase, pour les hautes fréquences elle présente bien une tendance vers -45 degrés.

Pour comparaison, nous utilisons un modèle ne comportant que des dérivées d'ordre entier. Pour cela nous avons utilisé la boîte à outils de Matlab (System Identification Toolbox). Le premier modèle utilisé, était du type ARX. Ce modèle ne

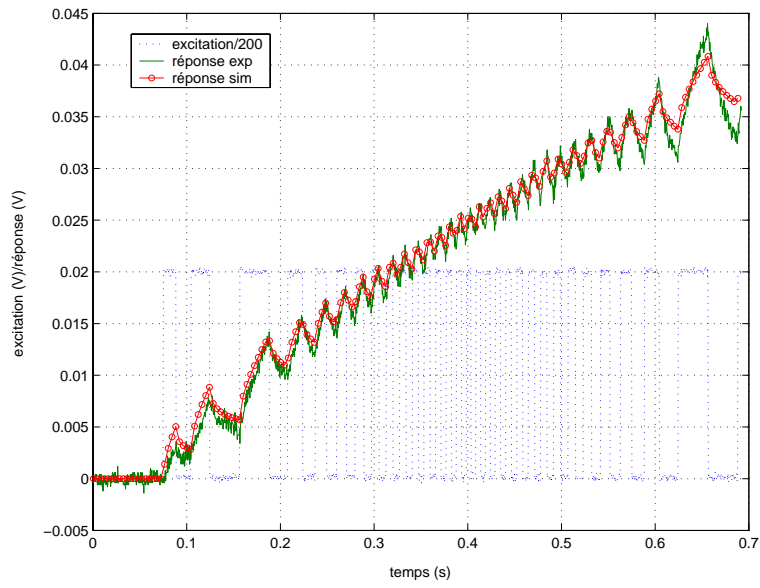


FIG. 7.5. Données expérimentales d'un essai de caractérisation d'un système bicouche papier sur aluminium.

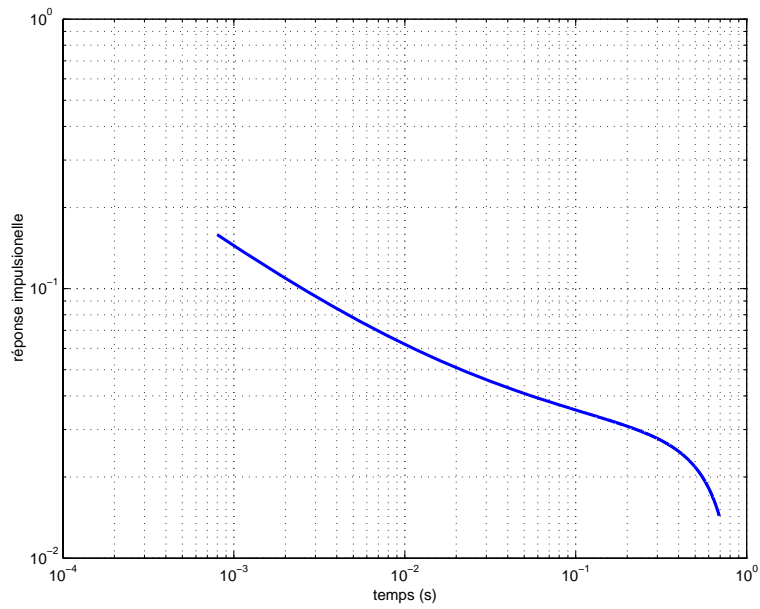


FIG. 7.6. Réponse impulsionnelle reconstruite pour le système papier-aluminium.

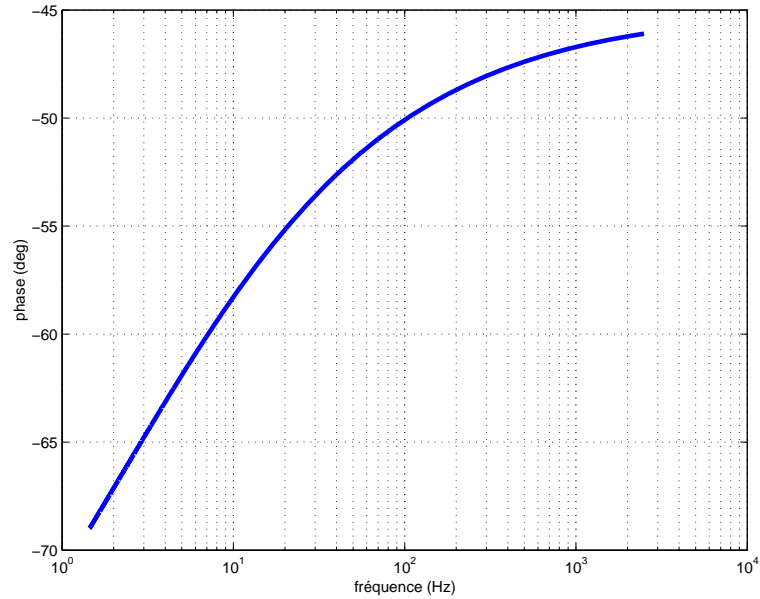


FIG. 7.7. Phase reconstruite pour le système papier-aluminium.

permet de reproduire la courbe expérimentale aux temps courts qu'avec un nombre de paramètres supérieur à 200. Ce résultat est bien cohérent avec les explications que nous avons présentées dans la section 6.3.2 du chapitre 6. Le model d'erreur de sortie (voir [68]) permet de reconstruire la réponse avec un nombre de paramètres plus petit. Le modèle d'erreur de sortie identifié est le suivant :

$$y(t) + 1.945 (\pm 0.011) y(t - \Delta t) + 0.945 (\pm 0.011) y(t - 2\Delta t) = 6.643 * 10^{-5} (\pm 6.082 * 10^{-6}) u(t) + 6.554 * 10^{-5} (\pm 5.978 * 10^{-6}) u(t - \Delta t) \quad (7.4)$$

où : $y(t)$ et $u(t)$ sont la sortie et l'entrée du système respectivement.

Les résultats obtenus sont représentés sur les figures : 7.8 - comparaison entre la mesure et simulation , 7.9 - diagram de Bode et 7.10 la réponse impulsionnelle. Néanmoins, là encore le comportement aux temps courts sur la réponse impulsionnelle (pente $\neq -\frac{1}{2}$) et la phase (pente $\neq -45^\circ$) n'est pas correctement reproduit.

En conclusion, on voit donc bien que le modèle non entier est celui qui conduit aux meilleurs résultats pour la reconstruction de la réponse impulsionnelle et de la phase, bien que l'expérience réalisée n'est pas optimale vis-à-vis du signal d'excitation (il faudrait une bande spectrale plus étendue).

7.2.2. Echantillon bicouche PVC-aluminium

Nous avons utilisé la même démarche pour les mesures effectuées sur l'échantillon de PVC sur aluminium.

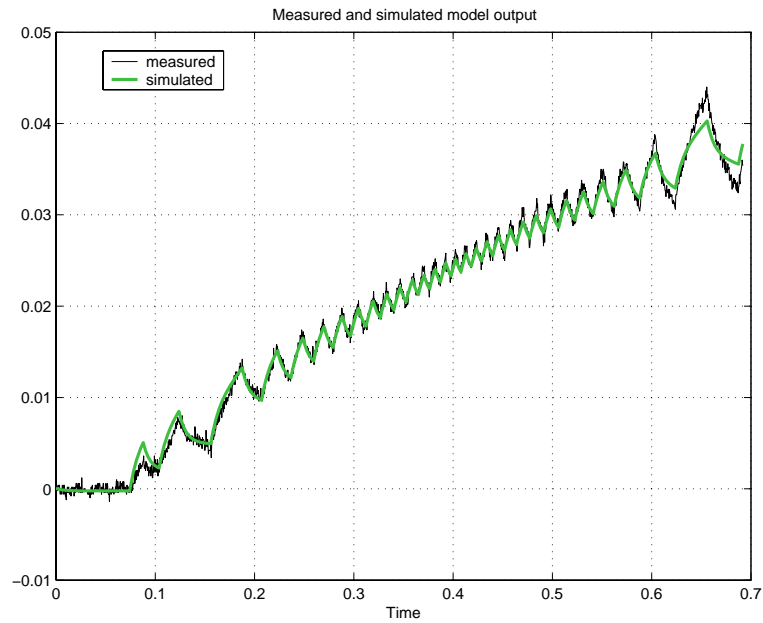


FIG. 7.8. Comparaison des données expérimentales avec les données simulées par le modèle d'erreur de sortie, système papier-aluminium.

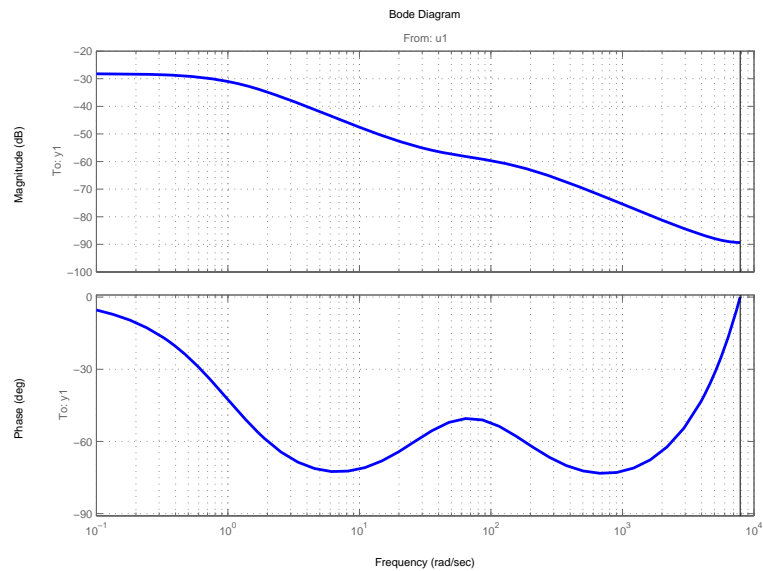


FIG. 7.9. Diagram de Bode obtenu à partir du modèle d'erreur de sortie pour le système papier-aluminium.

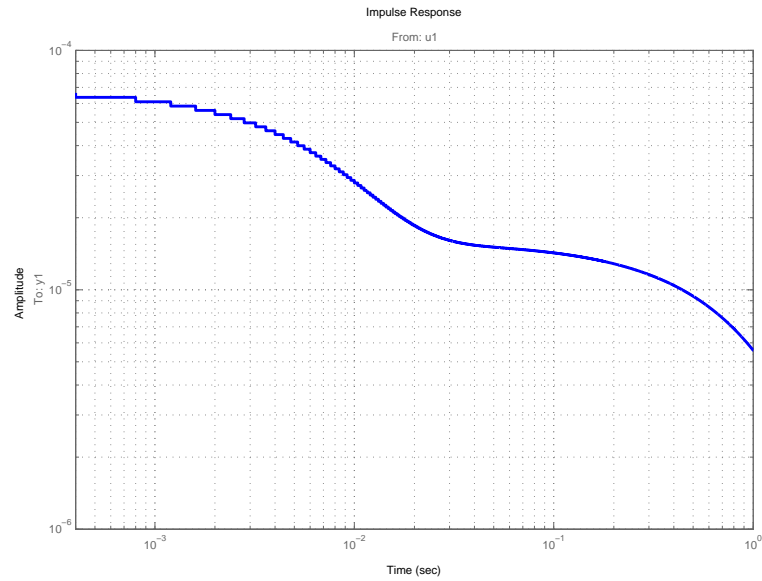


FIG. 7.10. Réponse impulsionnelle obtenu à partir du modèle d'erreur de sortie pour le système papier-aluminium.

Paramètres							
	α_0	α_1	α_2	α_4	β_0	β_1	β_2
Valeur	1	-0.3780	0.0199	0.1378	0.0033	0.0192	-0.0169
Δ	0	0.0012	0.0013	0.0013	0.0058e-6	0.1920e-6	0.7156e-6

TAB. 7.3. Paramètres du modèle non entier identifié pour un bicouche PVC sur aluminium.

Dans un premier temps nous avons identifié le système non entier qui dénonce le comportement similaire comme dans le cas précédent. Les mesures et la comparaison entre les données mesures et simules sont présentées sur la figure 7.11. Le tableau 7.3 reprend les paramètres du modèle non entier identifié. La réponse impulsionnelle et la phase identifiées sont représentées sur la figure 7.12 et 7.13 respectivement.

La seconde etape, notamment l'identification du modèle d'erreur de sortie donne :

$$y(t) + 1.939 (\pm 0.007) y(t - \Delta t) + 0.940 (\pm 0.007) u(t - 2\Delta t) = 4.018 * 10^{-5} (\pm 2.374 * 10^{-6}) u(t) + 3.955 * 10^{-5} (\pm 2.321 * 10^{-6}) \phi(t - \Delta t) \quad (7.5)$$

Les résultats, notamment : les courbes expérimentale et simulée sont présentées sur la figure 7.14, le diagramme de Bode et la réponse impulsionnelle reconstruite sont représentés sur les figures 7.15 et 7.16.

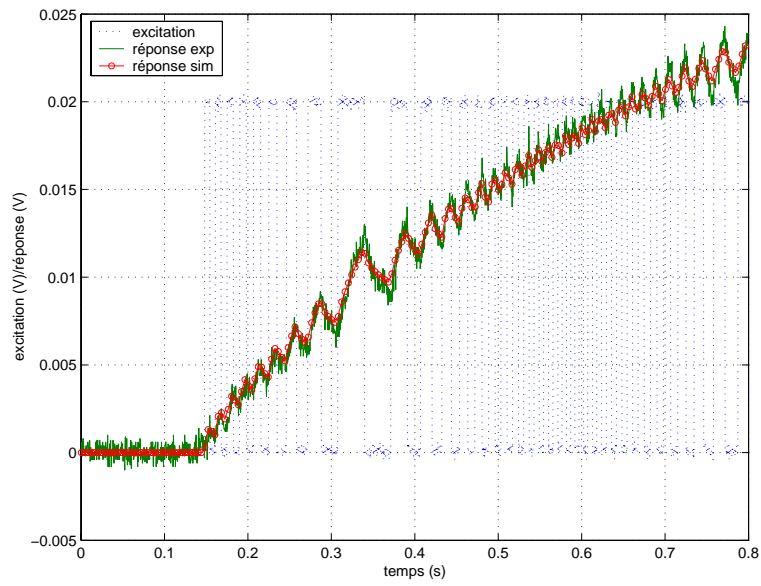


FIG. 7.11. Données expérimentales d'un essai de caractérisation d'un système bicouche PVC sur aluminium.

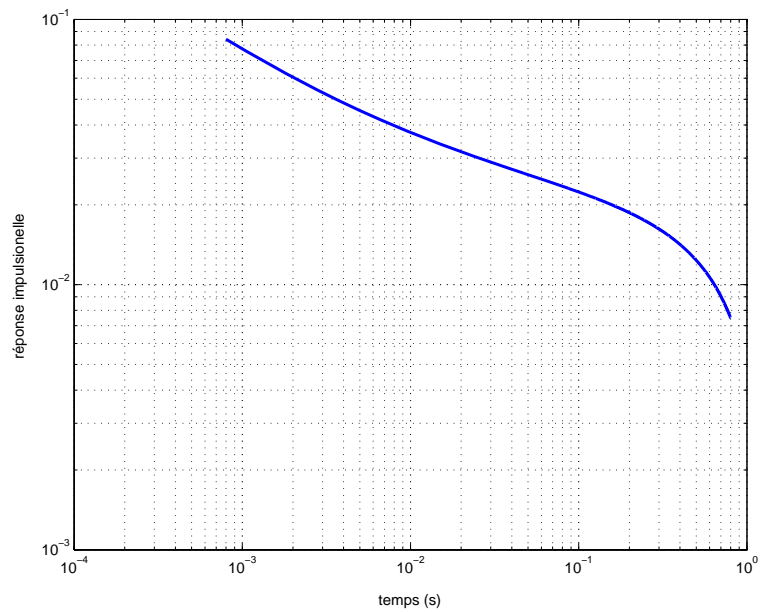


FIG. 7.12. Réponse impulsionnelle reconstruite.

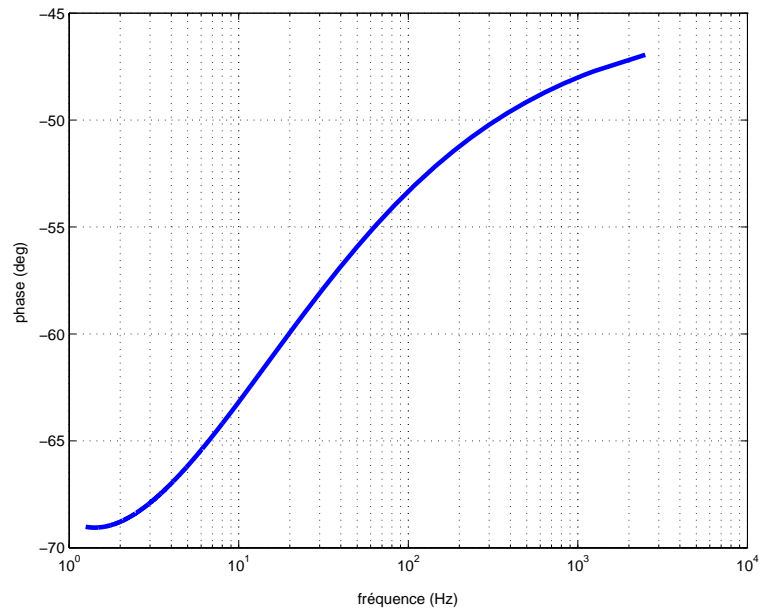


FIG. 7.13. Phase reconstruite pour un bicouche PVC sur aluminium.

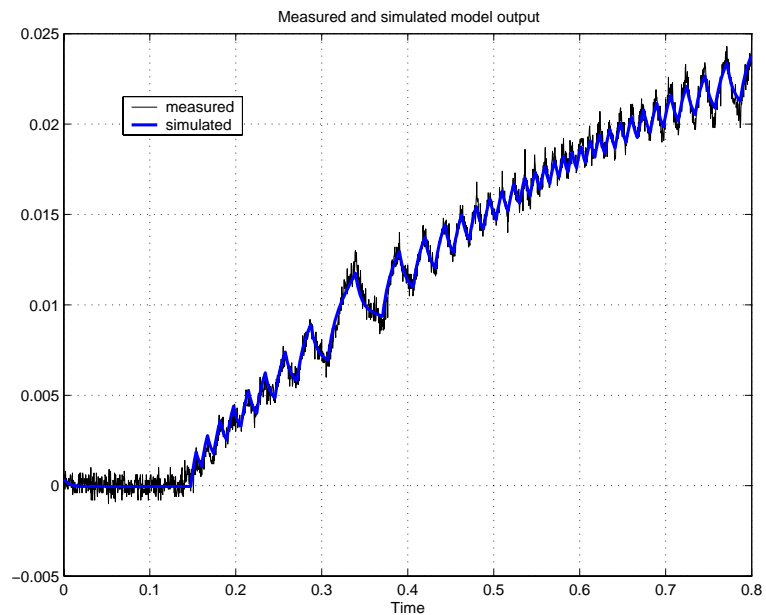


FIG. 7.14. Comparaison des données expérimentales avec les données simulées par le modèle d'erreur de sortie pour un bicouche PVC sur aluminium.

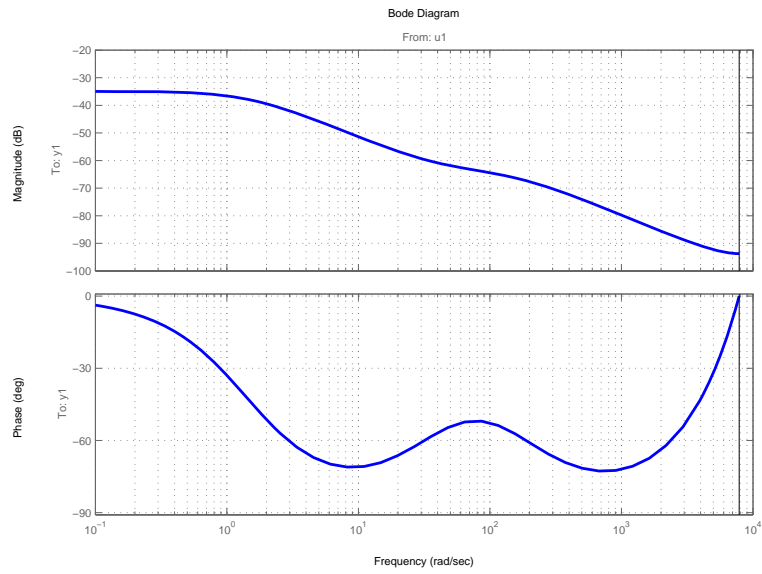


FIG. 7.15. Diagram de Bode obtenu à partir du modèle d'erreur de sortie, bicouche PVC sur aluminium.

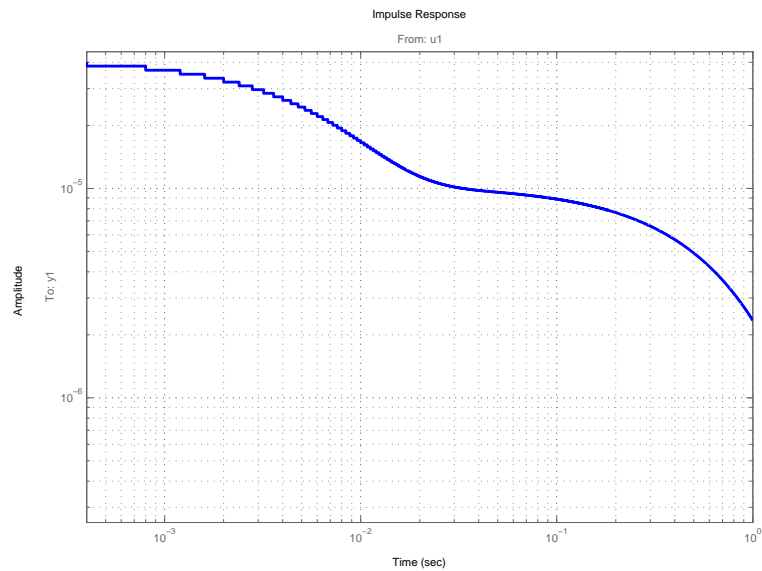


FIG. 7.16. Réponse impulsionnelle obtenu à partir du modèle d'erreur de sortie pour un bicouche PVC sur aluminium.

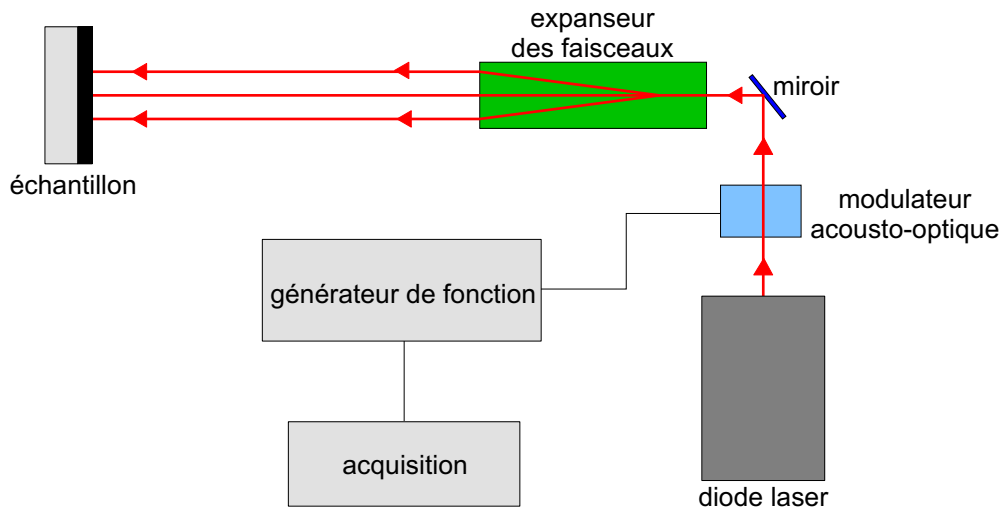


FIG. 7.17. Schéma de la partie excitation du montage expérimental.

7.3. Dispositif expérimental de radiométrie infrarouge développé au TREFLE

Actuellement, nous développons au laboratoire la partie expérimentale de l'approche présentée au chapitre précédent. L'expérience va être basée sur la radiométrie infrarouge. Le principe consiste donc à exciter le matériau par une source extérieure. L'échantillon chauffé émet dans tout l'espace un rayonnement infrarouge qui dépend de sa température. Le dispositif expérimental peut se décomposer en deux sous ensembles. On distingue la partie excitation d'échantillon et la partie mesure de rayonnement.

7.3.1. Excitation

L'excitation thermique est assurée par une diode laser (808 nm, 5 W maximum). Elle est alimentée en continu par un driver adapté. Le faisceau sortant de la diode est collimaté et possède un diamètre de 1.1 mm. Il traverse un modulateur acousto-optique piloté par un générateur de fonctions qui permet de créer de différentes formes du signal, parmi elles un bruit. Le faisceau est ensuite réfléchi par un miroir qui le dirige vers un扩束器 de faisceaux afin de lui donner un diamètre de 10 mm. Sur la figure 7.17 nous présentons le schéma de la partie excitation du dispositif expérimental.

7.3.2. Mesure

Pour la mesure de rayonnement nous allons utiliser un détecteur infrarouge à deux cellules sensibles : une en InSb et l'autre en HgCdTe. Deux bandes de détection sont donc disponibles : 3 – 5 μm et 5 – 13 μm . Le diamètre de l'élément actif InSb est

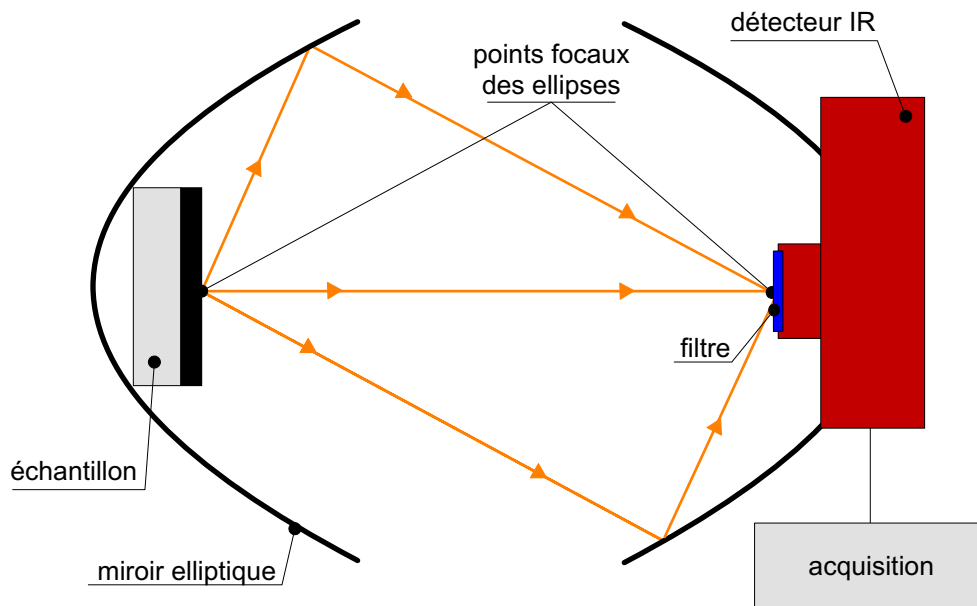


FIG. 7.18. Schéma de mesure de rayonnement infrarouge.

de 1 mm , la cellule HgCdTe est caractérisée par une aire active de $1 \times 1\text{ mm}$. Deux préamplificateurs sont associés pour chacune des bandes de détection. Pour diminuer les sources de bruit (réflexions parasites du faisceau diode laser, environnement, etc.), un filtre réjectant le rayonnement au-dessous de $920\mu\text{m}$ est appliqué sur le détecteur.

Le rayonnement infrarouge émis par l'échantillon lors du chauffage est collecté par deux miroirs elliptiques en nickel électrolytique revêtus de rhodium. Ils sont caractérisés par une réflexion proche de 100% dans le domaine spectral des deux éléments sensibles du détecteur IR. La surface investiguée de l'échantillon est placée au plan du foyer intérieur d'un miroir. Le détecteur IR est fixé au foyer extérieur de ce miroir et au même temps dans le foyer de deuxième ellipse, ce qui constitue un système aux foyers conjugués. Le schéma de cette partie du dispositif est représenté sur la figure 7.18.

Conclusion à la deuxième partie

Dans cette partie nous avons montré l'intérêt de la reconstruction de la réponse impulsionnelle et de la phase en caractérisation thermique de matériaux. L'attention plus particulière que nous portons ici est l'utilisation de la représentation non entière du transfert de chaleur.

Le principe consiste à utiliser une excitation aléatoire de faible amplitude et de large bande spectrale. La discussion que nous menons sur les méthodes de reconstruction montre que l'approche de l'identification de systèmes non entiers est très adaptée pour ce but.

Les résultats expérimentaux obtenus par la méthode du plan chaud sont cohérents, notamment la phase et la réponse impulsionnelle reconstruites correspondent à celles obtenues analytiquement. C'est un résultat très prometteur pour l'identification de systèmes non entiers en caractérisation thermique.

Les mesures réalisées par radiométrie infrarouge sont plus délicates à traiter. L'identification du système non entier ne représente pas encore les résultats totalement exploitables, néanmoins elle est très encourageante pour la suite.

Cette étude préliminaire, n'est pas encore une démonstration complète conduisant aux résultats sous la forme des grandeurs thermophysiques estimées, cependant elle donne lieu à des nombreuses perspectives.

Perspectives

Les perspectives découlant de notre travail sont multiples. Suivant la composition de ce mémoire on les divise en deux groupes.

Pour la première partie on pourra :

- Améliorer l'étape de caractérisation d'outil en remplaçant la résistance chauffante par un laser. L'hypothèse actuelle suppose que l'inertie de la résistance chauffante est négligeable devant le temps de diffusion de la chaleur entre la surface chauffée et les capteurs. Le chauffage par un laser ne nécessite pas une telle hypothèse. Par ailleurs, l'utilisation d'un laser permettra d'atteindre des températures plus élevées et donc de s'approcher des conditions rencontrées en réalité.
- Etudier la phénoménologie de la coupe de matériau bois, notamment établir un bilan énergétique complet de la zone de coupe. Cette méthode peut être aussi intéressante pour l'identification de loi de comportement du bois pour des vitesses de déformation élevées. Elle pourra être ensuite utilisée pour estimer la résistance de contact à l'interface outil-matière.

En ce qui concerne la deuxième partie, il faudra :

- Réaliser une expérience photothermique avec une excitation aléatoire optimale pour identifier les propriétés recherchées.
- Utiliser la réponse impulsionnelle et la phase reconstruites pour identifier les caractéristiques thermophysiques du dépôt et de l'interface dépôt-substrat.
- Améliorer les recherches d'identification non paramétrique.

Bibliographie

- [1] M. Abramowitz and I. E. Stegun. *Handbook of Mathematical Functions*. National Bureau of Standards, 1972.
- [2] J. L. Battaglia. *Methodes d'identification de modèles à dérivées d'ordre non entier et de réduction modale-application à la résolution de problèmes thermiques inverses dans des systèmes industriels*. Habilitation à Diriger des Recherches, Université Bordeaux 1, 2002.
- [3] J. L. Battaglia and J. C. Batsale. Estimation of heat flux and temperature in a tool during turning. *Inverse Problems in Engineering*, 8 :435–456, 2000.
- [4] J. L. Battaglia, O. Cois, L. Puigsegur, and A. Oustaloup. Solving an inverse heat conduction problem using a non-integer identified model. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 44 :2671–2680, 2001.
- [5] J. L. Battaglia and A. Kusiak. Heat flux estimation during high speed drilling. *accepté pour publication dans International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2004.
- [6] J. L. Battaglia, L. Le Lay, J. C. Batsale, A. Oustaloup, and O. Cois. Utilisation de modèles d'identification non entiers pour la résolution de problèmes inverses en conduction. *International Journal of Thermal Science*, 39 :374–389, 2000.
- [7] J. L. Battaglia, L. Puigsegur, and A. Kusiak. Représentation non entière du transfert de chaleur par diffusion. utilité pour la caractérisation et le contrôle non destructif thermique. *International Journal of Thermal Science*, 43 :69–85, 2004.
- [8] J. V. Beck, B. Blackwell, and C. R. St. Clair. *Inverse Heat Conduction, Ill-posed problems*. A Wiley-Interscience Publication, 1985.
- [9] P. Beer. *Etude de l'influence des modifications de la surface de l'outil sur la qualité de la coupe par déroulage*. PhD thesis, co-tutelle Ecole Nationale Supérieure des Arts et Métiers et Université d'Agriculture de Varsovie, 1998.
- [10] P. Beer, M. A. Djouadi, R. Marchal, A. Sokolowska, M. Lambertin, A. Czyzniewski, and W. Precht. Antiabrasive coatings in a new application - wood rotary peeling process. *Vacuum*, 53 :363–366, 1999.
- [11] P. Beer, M. A. Djouadi, R. Marchal, A. Sokolowska, M. Lambertin, and S. Miklaszewski. Influence of knife-surfaces modification with hard coatings on the peeling wood process. *Journal of Materials Processing Technology*, 92, 1999.

- [12] G. Berg, Ch. Freidrich, E. Broszeit, and Ch. Berger. Development of chromium nitride coatings substituting titanium nitride. *Surface Coatings and Technology*, 86, 1996.
- [13] J. L. Bodnar, B. Lannoy, and L. Durville. Radimétrie photothermique sous excitation aléatoire par analyses corrélatoire et paramétrique. In *Congrès de la Société Française de Thermiciens*, pages 637–642, 1996.
- [14] J. Boucher and P. J. Méausoone. Influence of the moisture content on chips formation in wood milling process (90-0/I). In *Proceedings of the 16th International Wood Machining Seminar, Matsue, Japan*, 2003.
- [15] K. D. Bouzakis, G. Koutoupas, A. Siganos, T. Leyendecker, G. Erkens, A. Papanagiotou, and P. Nikolakakis. Increasing of cutting performance of PVD coated cemented carbide inserts in chipboard milling through improvement of the film adhesion, considering the coating cutting loads. *Surface Coatings and Technology*, 133, 2000.
- [16] S. Brahim and J. L. Bodnar. Identification de système et mesure de diffusivité thermique par radiométrie photothermique aléatoire à l'aide du système sammir. In *Congrès de la Société Française de Thermiciens*, pages 673–677, 2004.
- [17] J. C. Butaud, C. Deces-Petit, and R. Marchal. An experimental device for the study of wood cutting mechanisms : the microlathe. In *Proceedings of the 12th International Wood Machining Seminar, Kyoto, Japan*, pages 479–485, 1995.
- [18] O. Cois, A. Oustaloup, T. Pionot, and J. L. Battaglia. Fractional state variable system for system identification by fractional model. In *Proceedings of ECC 2001, 6th European Control Conference, Porto, Portugal*, 2001.
- [19] E. Csanady. Heat transfer and thermal loading in wood cutting tools. In *Proceedings of the 11th International Wood Machining Seminar, Honne, Norway*, pages 486–494, 1993.
- [20] E. Csanady. Thermal loading in wood cutting tools. In *Proceedings of the 16th International Wood Machining Seminar, Matsue, Japan*, 2003.
- [21] W. Darmawan, Ch. Tanaka, H. Usuki, and T. Othani. Performance of coated carbide tools in turning wood-based materials : Effect of cutting speeds and coating materials on the wear characteristics of coated carbide tools in turning wood-cement board. *Journal of Wood Science*, 47 :342–349, 2001.
- [22] C. Deces-Petit. *Etude des phases transitoires au cours du déroulage de bois*. PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure des Arts et Métiers, 1996.
- [23] C. Delebecq and J. L. Bodnar. Approche théorique des possibilites de la radiométrie photothermique aléatoire face arrière en matière de mesure de diffusivité thermique. In *Congrès de la Société Française de Thermiciens*, pages 667–672, 2000.
- [24] M. A. Djouadi, P. Beer, R. Marchal, A. Sokolowska, M. Lambertin, W. Precht, and C. Nouveau. Antiabrasive coatings : application for wood processing. *Surface Coatings and Technology*, 116, 1999.

- [25] M. A. Djouadi, C. Nouveau, P. Beer, and M. Lambertin. Cr(x)N(y) hard coatings deposited with PVD method on tools for wood machining. *Surface Coatings and Technology*, 133, 2000.
- [26] J. Dorr, Th. Mertens, G. Engering, and M. Lahres. "In-situ" temperature measurement to determine the machining potential of different tool coatings. *Surface and Coatings Technology*, 174, 2003.
- [27] F. Du, M. R. Lovell, and T. W. Wu. Boundary element method analysis of temperature fields in coated cutting tool. *International Journal of Solids and Structures*, 38 :4557–4570, 2001.
- [28] H. ElMoussami. *Problème thermique inverse multivariable et identification de système non entier. Application à l'estimation des flux de chaleur dans un outil de fraisage*. PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure des Arts et Métiers, 2003.
- [29] I. Endler, K. Bartsch, A. Leonhardt, H. J. Sheibe, H. Ziegler, I. Fuchs, and Ch. Raatz. Preparation and wear behaviour of woodworking tools coated with superhard layers. *Diamond and Related Materials*, 8 :834–839, 1999.
- [30] O. Faugeroux. *Caractérisation thermophysique de revêtements de protection thermomécanique par méthode photothermique impulsionnelle*. PhD thesis, Université de Perpignan, 2001.
- [31] O. Faugeroux, B. Claudet, S. Bénét, J. J. Serra, and D. Boisson. Caractérisation thermophysique de revêtements par méthode photothermique impulsionnelle en face avant. *International Journal of Thermal Science*, 43 :383–401, 2004.
- [32] N. C. Franz. *An analysis of the wood cutting process*. PhD thesis, University of Michigan, 1958.
- [33] O. Gagliano. *Etude multi échelles des transferts de chaleur dans les revêtements métalliques réfractaires*. PhD thesis, Université Aix-Marseille III, 1998.
- [34] C. Gervaise. *Caractérisation thermique multi-échelles de revêtements réfractaires, Comportement sous excitation périodique et identification par méthodes inverses*. PhD thesis, Université Paul Sabatier, 1999.
- [35] W. Grzesik. *Podstawy skrawania materiałow metalowych*. Wydawnictwa Naukowo Techniczne, Poland, 1998.
- [36] W. Grzesik. The role of coatings in controlling the cutting process when turning with coated indexable inserts. *Journal of Materials Processing Technology*, 79 :133–143, 1998.
- [37] W. Grzesik. Experimental investigation of the cutting temperature when turning with coated indexable inserts. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 39 :355–369, 1999.
- [38] W. Grzesik. The influence of thin hard coatings on frictional behaviour in the orthogonal cutting process. *Tribology International*, 33 :131–140, 2000.

- [39] W. Grzesik. An integrated approach to evaluating the tribo-contact for coated cutting inserts. *Wear*, 240 :9–18, 2000.
- [40] W. Grzesik. An investigation of the thermal effects in orthogonal cutting associated with multilayer coatings. *Annals of the CIRP*, 50, 2001.
- [41] W. Grzesik. Friction behaviour of heat isolating coatings in machining : mechanical, thermal and energy-based considerations. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43 :145–150, 2003.
- [42] W. Grzesik, M. Bartoszek, and P. Nieslony. Finite difference analysis of the thermal behaviour of coated tools in orthogonal cutting of steels - in press. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2004.
- [43] W. Grzesik and P. Nieslony. A computational approach to evaluate temperature and heat partition in machining with multilayer coated tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43 :1311–1317, 2003.
- [44] W. Grzesik and P. Nieslony. Physics based modelling of interface temperatures in machining with multilayer coated tools at moderate cutting speeds. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44 :889–901, 2004.
- [45] W. Grzesik and P. Nieslony. Prediction of friction and heat flow in machining incorporating thermophysical properties of the coating-chip interface. *Wear*, 256 :108–117, 2004.
- [46] W. Grzesik, Z. Zalisz, and P. Nieslony. Friction and wear testing of multilayer coatings on carbide substrates for dry machining applications. *Surface and Coatings Technology*, 155 :37–45, 2002.
- [47] J. Gu, G. Barber, S. Tung, and R.J. Gu. Tool life and wear mechanism of uncoated and coated milling inserts. *Wear*, 225, 1999.
- [48] D. Guitard. *Mécanique du matériau bois et composites*. CEPAD, France, 1987.
- [49] M. Hakovirta. Hardmetal woodcutting tool tips coated with tetrahedral amorphous carbon. *Diamond and Related Materials*, 8 :1225–1228, 1999.
- [50] K. Hayashi, M. Oono, and I. Masaaki. Estimation of tool temperature in the neighbourhood of the cutting edge in peripheral milling of wood. *Mokuzai Gakkaishi*, 32 :603–607, 1986.
- [51] J. Hlebanja. Applicability of TiN coated cutting tools for wood. In *Proceedings of the Japan International Tribology Conference, Nagoya*, pages 361–365, 1990.
- [52] N. Hmina and Y. Scudeller. Identification de propriétés thermiques de structures à couches minces. In *Congrès de la Société Française de Thermiciens*, pages 205–212, 1997.
- [53] N. Hmina and Y. Scudeller. Thermal interface resistance and subsurface effusivity of submicron metallic films on dielectric substrates : an experimental method for simultaneous determination. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 41 :2781–2798, 1998.

- [54] F. P. Incropera and D. P. DeWitt. *Introduction to Heat Transfer*. John Wiley and Sons, 1996.
- [55] H. Inoue. Effects of cutting speed and rake angle on knife-edge temperature during 90-0 cutting of wood. *Mokuzai Gakkaishi*, 31 :454–459, 1985.
- [56] Ph. Jodin. *Le bois matériau d'ingénierie. Textes rassemblés*. ARBOLOR, France, 1994.
- [57] C. Kato, J. Y. Sheikh-Ahmad, J. Bailey, and J. S. Stewart. The optimum thickness of chromium coating on the clearance face of the tool in the milling of longleaf pine. In *Proceedings of the 12th International Wood Machining Seminar, Kyoto, Japan*, pages 314–323, 1995.
- [58] C. Kato, J. Y. Sheikh-Ahmad, J. Bailey, and J. S. Stewart. The wear characteristics of a woodworking knife with chromium plating I, II. *Mokuzai Gakkaishi*, 42 :839–844, 1996.
- [59] F. Klocke, T. Beck, S. Hoppe, T. Krieg, N. Muller, T. Nothe, H.-W. Raedt, and K. Sweeney. Examples of FEM application in manufacturing technology. *Journal of Materials Processing Technology*, 120 :450–457, 2002.
- [60] F. Klocke and T. Krieg. Coated tools for metal cutting. features and applications. *Annals of the CIRP*, 48, 1996.
- [61] P. L. Ko, H. M. Hawthorne, and J. Andiappan. Tribology in secondary wood manufacturing. *Wear Processes in Manufacturing, American Society for Testing and Materials*, 1362, 1998.
- [62] F. Kollman and W. A. Coté. *Principle of Wood Science and Technology, Solid Wood*. Springer Verlag, 1984.
- [63] J. Kopac, M. Sokovic, and S. Dolinsek. Tribology of coated tools in conventional and HSC machining. *Journal of Materials Processing Technology*, 118 :377–384, 2001.
- [64] F. Krzysik. *Nauka o drewnie*. Panstwowe Wydawnictwa Naukowe, Poland, 1974.
- [65] A. Lahmar, N. Hmina, Y. Scudeller, and J. P. Bardon. Correlation between the adhesion and the thermal contact resistance : effects of substrate surface bombardement etching. *Thin Solid Films*, 325 :156–162, 1998.
- [66] C. Y. H. Lim, S. C. Lim, and K. S. Lee. The performance of TiN-coated high speed steel tool inserts in turning. *Tribology International*, 32 :393–398, 1999.
- [67] C. Y. H. Lim, S. C. Lim, and K. S. Lee. Wear of TiC-coated carbide tools in dry machining. *Wear*, 225, 1999.
- [68] L. Ljung. *System identification : theory for the user*. Prentice Hall, 1987.
- [69] D. Maillart, S. Coindre, and J. L. Bodnar. Analyse multifréquentielle par Radimétrie Photothermique : Application à la mesure d'épaisseur de revêtement. In *Congrès de la Société Française de Thermiciens*, pages 673–677, 2000.

- [70] D. Maillet, S. André, J. C. Batsale, A. Degiovanni, and C. Moyne. *Thermal quadrupoles. Solving the heat equation through integral transforms*. John Wiley and Sons, 2000.
- [71] S. Miklaszewski, P. Beer, M. Zbiec, B. G. Wendler, S. Mitura, and A. Michalski. Resistance to wear of the surface-modified milling tools during the milling process of wood-based materials. In *Proceedings of the 14th International Wood Machining Seminar, Paris-Epinal-Cluny, France*, pages 463–468, 1999.
- [72] K. S. Miller and B. Ross. *An introduction to the fractional calculus and fractional differential equations*. A Wiley-Interscience Publication, 1974.
- [73] P. Miranzo, M. I. Osendi, E. Garcia, A. J. S. Fernandes, V. A. Silva, F. M. Costa, and R. F. Silva. Thermal conductivity enhancement in cutting tools by chemical vapor deposition diamond coating. *Diamond and Related Materials*, 11 :703–707, 2002.
- [74] J. Monaghan and T. MacGinley. Modelling the orthogonal machining process using coated carbide cutting tools. *Computational Materials Science*, 16 :275–284, 1999.
- [75] T. Morita, K. Banshoya, T. Tsutsumoto, M. Kawamitsu, and Y. Murase. Characteristics of diamond-coated cemented carbide tools in the milling of particleboard. In *Proceedings of the 13th International Wood Machining Seminar, Vancouver, Canada*, pages 687–698, 1997.
- [76] T. Morita, K. Banshoya, T. Tsutsumoto, and Y. Murase. Cutting performance of diamond coated cemented carbide tools. In *Proceedings of the 12th International Wood Machining Seminar, Kyoto, Japan*, pages 302–313, 1995.
- [77] T. Morita, K. Banshoya, T. Tsutsumoto, and Y. Murase. Effects of work materials on cutting performance of diamond-coated cemented carbide tools. *Forest Products Journal*, 48 :43–50, 1998.
- [78] R. M'Saoubi and H. Chandrasekaran. Investigation of effects of tool micro-geometry and coating on tool temperature during orthogonal turning of quenched and tempered steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44 :213–224, 2004.
- [79] P. Niedzielski, S. Miklaszewski, P. Beer, and A. Sokolowska. Tribological properties of NCD coated cemented carbides in contact with wood. *Diamond and Related Materials*, 10 :1–6, 2001.
- [80] C. Nouveau. *Etude de revêtements durs $Cr(x)N(y)$ obtenus par méthodes PVD : réalisation et caractérisation. Applications à l'usinage du bois*. PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure des Arts et Métiers, 2001.
- [81] C. Nouveau, M. A. Djouadi, C. Decès-Petit, P. Beer, and M. Lambertin. Influence of $Cr(x)N(y)$ coatings deposited by magnetron sputtering on tool service life in wood processing-routing. *Surface Coatings and Technology*, 142 :94–101, 2001.

- [82] C. Nouveau, M. A. Djouadi, R. Marchal, and M. Lambertin. Applications of hard coatings Cr(x)N(y) obtained by PVD methods in wood machining. *Mecanique et Industries*, 3 :333–342, 2002.
- [83] C. Nouveau, R. Marchal, M. A. Djouadi, M. Lambertin, G. Brun, C. Marchand, and P. Beer. Deposition of hard coatings by PVD methods on cutting tools : application in wood machining. In *Proceedings of the 14th International Wood Machining Seminar, Paris-Epinal-Cluny, France*, pages 441–452, 1999.
- [84] S. Oblin and J. L. Bodnar. Radimétrie photothermique sous excitation aléatoire et analyse paramétrique : Approche théorique des possibilités de la méthode en matière d’identification de système. In *Congrès de la Société Française de Thermiciens*, pages 303–307, 1999.
- [85] S. Okumura. A theoretical approach to the cutting edge temperature in interrupted cutting of wood. *Memoirs of the College of Agriculture, Kyoto University*, 127 :29–36, December 1985.
- [86] S. Okumura. A numerical analysis of tool edge temperature in rubbing against wood. In *Proceedings of the 12th International Wood Machining Seminar, Kyoto, Japan*, pages 529–537, 1995.
- [87] S. Okumura, H. Kuratsu, and H. Sugihara. Tool temperature in machine boring of wood. *Mokuzai Gakkaishi*, 33 :274–280, 1987.
- [88] S. Okumura, S. Nanba, and M. Noguchi. Thermographic temperature measurement of tool-chip-work system in slow-speed wood cutting. In *Proceedings of the 11th International Wood Machining Seminar, Honne, Norway*, pages 41–55, 1993.
- [89] S. Okumura and H. Sugihara. Temperature of sawtooth cusp in rubbing of the back face with wood. *Bulletin of the Kyoto University, Forests*, 53, November 1981.
- [90] S. Okumura, H. Sugihara, and T. Okuda. Temperature distribution on the side face of a saw tooth in interrupted cutting I, orthogonal cutting. *Mokuzai Gakkaishi*, 29 :123–130, 1983.
- [91] S. Okumura, H. Sugihara, and T. Okuda. Temperature distribution on the side face of a saw tooth in interrupted cutting II, grooving. *Mokuzai Gakkaishi*, 29 :131–138, 1983.
- [92] S. Okushima, H. Sugihara, and M. Umemoto. Temperature of cutter cusp in wood cutting. *Mokuzai Gakkaishi*, 15 :197–202, 1969.
- [93] K. B. Oldham and J. Spanier. *The fractional calculus*. Academic Press, 1993.
- [94] T. Orlicz. *Obrobka drewna narzedziami tnacymi*. Wydawnictwo SGGW, Poland, 1988.
- [95] S. Osenius, A. S. Korhonen, and M. S. Sulonen. Performance of TiN coated tools in wood machining. *Surface Coatings and Technology*, 33 :141–151, 1987.
- [96] D. Preston. Review of techniques for measuring the thermal diffusivity of thin films and coatings. *High Temperatures-High Pressures*, 27/28 :111–134, 1995.

- [97] P. Pruja. *Transferts thermiques à l'échelle du micron dans les matériaux à structure hétérogène. Caractérisation des interfaces par microphotométrie modulée*. PhD thesis, Université de Perpignan, 2003.
- [98] P. Pruja, S. Bénet, B. Claudet, O. Faugeroux, and J. J. Serra. Photothermal microanalysis of thermal discontinuities in metallic samples. *Superlattices and Microstructures*, 35 :409–418, 2004.
- [99] L. Puigsegur. *Caractérisation thermique d'un procédé d'usinage par tournage. Approche analytique et par identification de systèmes non entiers*. PhD thesis, Université Bordeaux 1, 2002.
- [100] J. Rech. *Contribution à la compréhension des modes d'actions tribologiques et thermiques des revêtement en usinage. Application au cas du taillage de dentures à la fraise mère à grande vitesse*. PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure des Arts et Métiers, 2002.
- [101] J. Rech, M. A. Djouadi, and J. Picot. Wear resistance of coatings in high speed gear hobbing. *Wear*, 25 :45–53, 2001.
- [102] J. Rech, A. Kusiak, and J. L. Battaglia. Tribological and thermal functions of cutting tool coatings. *Surface and Coatings Technology*, 186 :364–371, 2004.
- [103] F. Rigollet. *Caractérisation thermophysique d'un revêtement à l'aide d'une méthode photothermique impulsionnelle associée à la résolution d'un problème inverse*. PhD thesis, Université de Provence, 1999.
- [104] F. Rigollet, F. Papini, D. Boisson, and D. Petit. Caractérisation thermophysique d'un dépôt métallique par une méthode photothermique impulsionnelle. Conception et réalisation de l'expérience. In *Congrès de la Société Française de Thermiciens*, pages 338–343, 1998.
- [105] J. Rudnicki, P. Beer, A. Sokolowska, and R. Marchal. Low-temperature ion nitriding used for improving the durability of the steel knives in the wood rotary peeling. *Surface Coatings and Technology*, 107 :20–23, 1998.
- [106] Y. Scudeller and N. Hmina. Mesure de la conductivité thermique des couches diélectriques submicroniques. In *Journée SFT 15 janvier 1997, la thermique à l'échelle micronique et submicronique*, 1997.
- [107] T. Söderstrom and Stoïca P. *System identification*. Prentice Hall International, 1989.
- [108] J. Y. Sheikh-Ahmad and J. A. Bailey. High temperature wear of cemented tungsten carbide tools while machining particleboard and fiberboard. *Journal of Wood Science*, 45 :445–455, 1999.
- [109] J. Y. Sheikh-Ahmad, C. M. Lewandowski, and J. S. Stewart. Experimental and numerical method for obtaining temperature distribution in a wood cutting tool. *Experimental Heat Transfer*, 16 :255–271, 2003.
- [110] J. Y. Sheikh-Ahmad and W. M. McKenzie. Measurement of tool wear and dulling in the machining of particleboard. In *Proceedings of the 13th International Wood Machining Seminar, Vancouver, Canada*, pages 659–669, 1997.

- [111] J. Y. Sheikh-Ahmad and T. Morita. Tool coatings for wood machining. In *Proceedings of 15th International Wood Machining Seminar, Loyola, Maryland, USA*, pages 109–120, 2001.
- [112] J. Y. Sheikh-Ahmad, J. S. Stewart, and J. A. Bailey. Performance of different PVD coated tungsten carbide tools in the continuous machining of particleboard. In *Proceedings of the 12th International Wood Machining Seminar, Kyoto, Japan*, pages 282–291, 1995.
- [113] J. Y. Sheikh-Ahmad, J. S. Stewart, and H. Feld. Failure characteristics of diamond - coated carbides in machining wood - based composites. *Wear*, 255 :1433–1437, 2003.
- [114] W. D. Sproul. Physical vapor deposition tool coatings. *Surface Coatings and Technology*, 81 :1–7, 1996.
- [115] W. D. Sproul and R. Rothstein. High rate reactively sputtered TiN coatings on high speed steel drills. *Thin Solid Films*, 126 :257–263, 1985.
- [116] H. Stehfest. Algorithm 368-numerical inversion of Laplace transforms. *Commun. ACM*, 13 :47–48, 1970.
- [117] Y. L. Su and S. H. Yao. On the performance and application of CrN coating. *Wear*, 205 :112–119, 1997.
- [118] H. K. Tonshoff and C. Blawit. Developpement and evaluation of PACVD coated cermet tools. *Surface Coatings and Technology*, 93 :119–127, 1997.
- [119] S. Tsutsumi, T. Kato, and K. Hayashi. Visualization of temperature distribution near the cutting edge by means of a vacuum deposition of thermoscopic film on matching surface of a split tool. *Mokuzai Gakkaishi*, 35 :382–384, 1989.
- [120] Alpha Sensors 2121 Palomar Airport Rd. Carlsbad CA 92009 USA. *Thermistances micro séries, Données techniques*, 1998.
- [121] S. Wang, P. M. Winistrofer, and T. M. Young. Fundamentals of vertical density profile formation in wood composites. part III. MDF density formation during hot-pressing. *Wood and Fiber Science*, 36 :17–25, 2004.

Annexe A

Elements du calcul fractionnaire

A.1. Intégrale fractionnaire

Soit $f(t)$ une fonction continue sur l'intervalle $[c, b]$. On effectue n intégrations successives de $f(t)$:

$${}_c I_t^n f(t) = \int_c^t dt_1 \int_c^{t_1} dt_2 \int_c^{t_2} dt_3 \dots \int_c^{t_{n-1}} f(u) du \quad (\text{A.1})$$

En utilisant l'intégration par parties, on a :

$$\begin{aligned} {}_c I_t^2 f(t) &= \int_c^t dt_1 \int_c^{t_1} f(u) du = \int_c^{t_1} f(u) du \int_u^t dt_1 \\ &= \int_c^t (t-u) f(u) du \end{aligned} \quad (\text{A.2})$$

En répétant cette opération à l'ordre supérieur, on obtient de la même façon :

$$\begin{aligned} {}_c I_t^3 f(t) &= \int_c^t dt_1 \int_c^{t_1} dt_2 \int_c^{t_2} f(u) du \\ &= \int_c^t dt_1 \int_c^{t_1} (t_1 - u) f(u) du \\ &= \int_c^t f(u) du \int_u^t (t_1 - u) dt_1 \\ &= \int_c^t \frac{(t-u)^2}{2} f(u) du \end{aligned} \quad (\text{A.3})$$

Par récurrence, on obtient :

$$\begin{aligned} {}_c I_t^n f(t) &= \frac{1}{(n-1)!} \int_c^t (t-u)^{n-1} f(u) du \\ &= \frac{1}{\Gamma(n)!} \int_c^t (t-u)^{n-1} f(u) du \end{aligned} \quad (\text{A.4})$$

Avec la fonction $\Gamma(n)$ définie par :

$$\Gamma(n) = \int_0^{\infty} u^{n-1} \exp(-u) du \quad (\text{A.5})$$

L'expression A.4 reste valable pour tout nombre n à partie réelle positive.

C'est la définition de l'intégrale d'ordre ν de Riemann-Liouville :

$${}_c I_t^\nu f(t) = \frac{1}{\Gamma(\nu)} \int_c^t (t-u)^{\nu-1} f(u) du \quad (\text{A.6})$$

Pour les systèmes causals, qu'on étudie en pratique, la borne inférieure est $c = 0$, on peut noter donc $I^\nu f(t) = I_t^\nu f(t)$

A.2. Dérivée fractionnaire

La propriété d'additivité sur l'ordre d'intégration donne :

$$I^\nu I^\mu f(t) = I^{\nu+\mu} f(t) \quad (\text{A.7})$$

On définit donc la dérivée fractionnaire d'ordre ν par :

$$D^\nu f(t) = D^n I^{n-\nu} f(t) \quad (\text{A.8})$$

$$D^\nu f(t) = I^{-\nu} f(t) \quad (\text{A.9})$$

où $n \in N, \text{Re}(\nu) > 0, n-1 \leq \text{Re}(\nu) \leq n$.

D'après ces définitions, on constate donc que la dérivée non entière de la fonction $f(t)$ à l'instant t fait appel à toutes les valeurs de la fonction depuis l'instant initial jusqu'à l'instant pour être calculée. Cet opérateur possède donc un effet mémoire infini qui le distingue fondamentalement de la dérivée classique d'ordre entier.

La représentation discrète de la dérivée non entière par Grünwald [93] est exprimée comme :

$$D^\nu f(t) = \lim_{h \rightarrow 0} \frac{\Delta_h^\nu f(t)}{h^\nu}, \quad \nu > 0 \quad (\text{A.10})$$

Avec $\Delta_{\Delta t}^\nu$ représentant l'accroissement non entier défini par :

$$\Delta_{\Delta t}^\nu f(t) = \sum_{j=0}^N (-1)^j \binom{\nu}{j} f(t-j\Delta t), \quad t = N\Delta t \quad (\text{A.11})$$

et :

$$\binom{\nu}{j} = \frac{\nu(\nu-j)\dots(\nu-j+1)}{j!} \quad (\text{A.12})$$

La période d'échantillonnage Δt doit être nécessairement constante dans cette définition.

A.3. Dérivées et intégrales fractionnaires des fonctions de Heaviside et de Dirac

La dérivée et l'intégrale fractionnaires d'ordre ν de la fonction de Heaviside sont connues analytiquement. Elles sont définies par :

$$I^\nu H(t - \tau) = \frac{(t - \tau)^\nu}{\Gamma(1 + \nu)} \quad (\text{A.13})$$

$$D^\nu H(t - \tau) = \frac{(t - \tau)^{-\nu}}{\Gamma(1 - \nu)} \quad (\text{A.14})$$

Pour la fonction de Dirac, on a :

$$I^\nu [\delta(t - \tau)] = \frac{(t - \tau)^{\nu-1}}{\Gamma(\nu)} \quad (\text{A.15})$$

$$D^\nu [\delta(t - \tau)] = \frac{(t - \tau)^{-\nu-1}}{\Gamma(-\nu)} \quad (\text{A.16})$$

Sur la figure A.1 nous avons tracé la dérivée et l'intégrale d'ordre $\frac{1}{2}$ de la fonction d'Heaviside $H(t - 1)$. Nous comparons la valeur exacte de la dérivée avec le calcul discret au travers de la relation de Grünwald A.10. L'écart entre la valeur exacte et l'approximation discrète est maximal à la discontinuité et puis s'annule rapidement. Dans le cas de l'intégrale, l'approximation discrète reproduit fidèlement les valeurs exactes sur toute la longueur du calcul.

Sur la figure A.2, on représente la dérivée analytique d'ordre $\frac{1}{2}$ de la fonction de Heaviside ($\tau = 0$) et les écarts de l'approximation de Grünwald pour différents pas d'échantillonnage Δt .

L'erreur de l'approximation de la dérivée commise à partir de la relation de Grünwald est proportionnelle à la valeur de Δt .

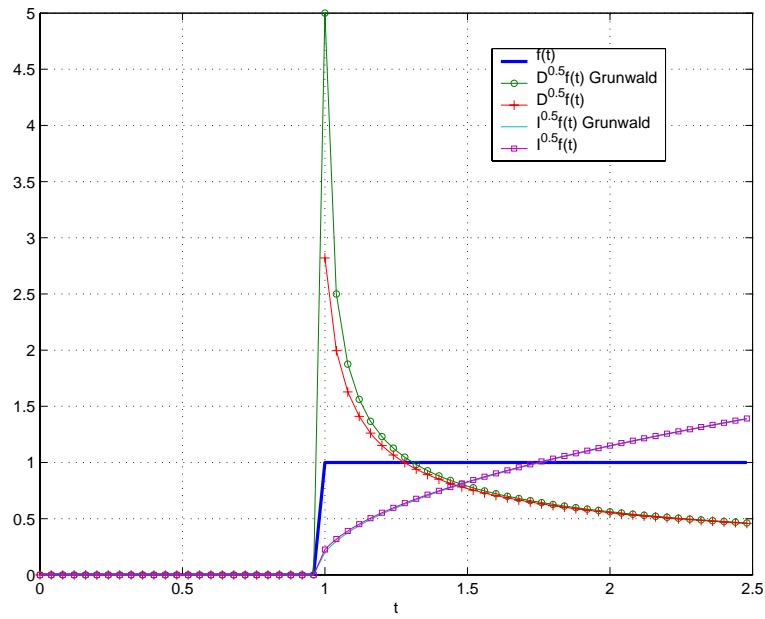


FIG. A.1. Calcul de la dérivée et de l'intégrale de $f(t)$ étant la fonction de Heaviside où $\tau = 1$. Comparaison avec le calcul discret de Grünwald, la pas d'échantillonnage $\Delta t = 0.04$.

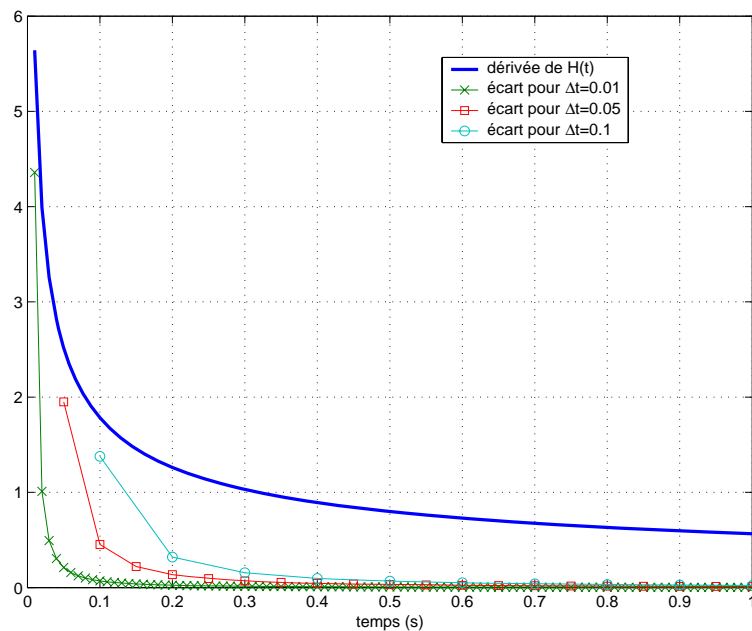


FIG. A.2. Dérivée d'ordre $\frac{1}{2}$ de la fonction de Heaviside et les écarts pour différents pas d'échantillonnage.

A.4. Transformée de Laplace de la dérivée non entière d'une fonction

La transformée de Laplace de la dérivée non entière garde le même sens que lorsque l'ordre de dérivation est entier, soit donc :

$$\mathcal{L}[D^\nu f(t)] = s^\nu \mathcal{L}[f(t)] - \sum_{k=0}^{n-1} s^{(n-k-1)} D^k I^{n-\nu} f(t=0) \quad (\text{A.17})$$

$\mathcal{L}[\]$ désigne la transformée de Laplace définie par :

$$\mathcal{L}[f(t)] = \int_0^\infty f(t) \exp(-st) dt \quad (\text{A.18})$$

Quand la fonction $f(t)$ est nulle à $t = 0$ l'expression de la transformée de Laplace de sa dérivée d'ordre ν est :

$$\mathcal{L}[D^\nu f(t)] = s^\nu \mathcal{L}[f(t)] \quad (\text{A.19})$$

D'après [93] on a :

$$\mathcal{L}\left\{\exp(-kt) \frac{d^\nu}{dt^\nu} [f(t) \exp(kt)]\right\} = [s+k]^\nu \mathcal{L}\{\bar{f}(s)\}, \nu \leq 0 \quad (\text{A.20})$$

Annexe B

Modélisation du transfert de chaleur par diffusion à partir de l'opérateur de dérivation fractionnaire-quelques exemples

B.1. Milieux semi infinis

$H_0(s)$ est la fonction de transfert liant la transformée de Laplace de la température $T_0(t)$ à la surface d'un milieu semi infini à la transformée du flux $\phi(t)$ imposé sur cette surface telle que :

$$\bar{T}_0(s) = H_0(s) \bar{\phi}(s) \quad (\text{B.1})$$

Les expressions de cette fonction de transfert sont connues de façon analytique exacte pour les trois géométries élémentaires : plane, cylindrique et sphérique représentées sur la figure B.1. Ces expressions sont données dans le tableau B.1 avec les comportements asymptotiques associés. Pour les géométries plane et sphérique, le passage des fonctions de transfert de référence aux modèles non entiers correspondants est immédiat par l'application de la relation A.17.

L'expression fractionnaire de la fonction de transfert de référence pour la géométrie cylindrique est obtenue en remplaçant les fonctions de Bessel $K_0(z)$ et $K_1(z)$ par leurs développements en série définies par :

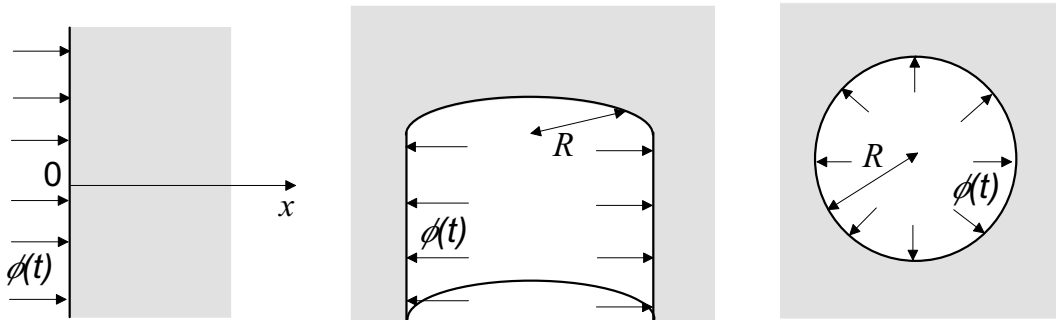


FIG. B.1. Transfert de chaleur par diffusion dans les milieux semi infinis plan, cylindrique (rayon R), et sphérique (rayon R), homogènes, de conductivité λ et de diffusivité α .

$$\begin{aligned}
K_n(z) &= \frac{1}{2} \left(\frac{z}{2}\right)^{-n} S_n + (-1)^{n+1} \ln\left(\frac{z}{2}\right) I_n(z) \\
&+ (-1)^n \frac{1}{2} \left(\frac{z}{2}\right)^{-n} \sum_{k=0}^{N_0} (\psi(k+1) + \psi(n+k+1)) \\
&\times \frac{\left(\frac{z}{2}\right)^{2k}}{k!(n+k)!}, \quad -\infty < z < \infty
\end{aligned} \tag{B.2}$$

avec :

$$S_n = \sum_{k=0}^{n-1} \frac{\left(\frac{z}{2}\right)^{2k}}{k! \Gamma(n+k+1)!} \tag{B.3}$$

$$\psi(k) = -\gamma + \sum_{k=1}^{n-1} k^{-1}, \quad \psi(1) = -\gamma = -0.5772157 \tag{B.4}$$

De la même façon, on remplace la fonction de Bessel $I_n(z)$ dans la relation B.2 par son développement en série :

$$I_n(z) = \left(\frac{z}{2}\right)^n \sum_{k=0}^{N_0} \frac{\left(\frac{z}{2}\right)^{2k}}{k!(n+k)!}, \quad -\infty < z < \infty \tag{B.5}$$

et le développement de la fonction logarithmique défini par :

$$\ln(z) = 2 \sum_{i=0}^{N_1} \frac{1}{2i+1} \left(\frac{z-1}{z+1}\right)^{2i+1}, \quad z > 0 \tag{B.6}$$

Ces développements permettent aboutir à une expression non entière équivalente de la fonction de référence sous la forme de la relation B.12 dans le tableau B.1. Les séries B.5 et B.6 convergent très lentement et il est nécessaire de considérer N_0 et N_1 très grands, pour retrouver le comportement asymptotique aux temps courts. Pour éviter cela, une solution consiste utiliser l'approximation asymptotique de la fonction de Bessel $K_n(z)$ définie dans [1] :

$$K_n(z) = \frac{\sqrt{\pi} \exp(-z)}{\sqrt{2z}} \left(1 + \frac{\mu-1}{8z} + \frac{(\mu-1)(\mu-9)}{(8z)^2 2!} + \dots\right), \quad \mu = 4n^2 \tag{B.7}$$

En remplaçant cette approximation dans la fonction de référence on obtient le modèle non entier, relation B.13, équivalent à la fonction de référence aux temps courts. Il est alors plus judicieux d'utiliser la relation B.12 aux temps longs, soit lorsque $\sqrt{\frac{s}{\alpha}} R < 1$, et la relation B.13 aux temps courts, soit lorsque $\sqrt{\frac{s}{\alpha}} R > 1$.

Sur la figure B.2 sont tracées sur l'échelle logarithmique les réponses impulsio-

Géométrie	Plane	Cylindrique	Sphérique
$H_0(s)$	$\frac{1}{S\sqrt{\lambda\rho C_p}} \frac{1}{\sqrt{s}}$ (B.8)	$\frac{K_0\left(R\sqrt{\frac{s}{\alpha}}\right)}{2\pi\lambda l R\sqrt{\frac{s}{\alpha}} K_1\left(R\sqrt{\frac{s}{\alpha}}\right)}$ (B.9)	$\frac{1}{4\pi\lambda R\left(1+R\sqrt{\frac{s}{\alpha}}\right)}$ (B.10)
Comportement asymptotique $s \rightarrow 0$	$\frac{1}{S\sqrt{\lambda\rho C_p}} \frac{1}{\sqrt{s}}$	$-\frac{\ln s}{4\pi\lambda l}$	$\frac{1}{4\pi\lambda R}$
Comportement asymptotique $s \rightarrow \infty$	$\frac{1}{S\sqrt{\lambda\rho C_p}} \frac{1}{\sqrt{s}}$	$\frac{1}{2\pi\lambda R\sqrt{\lambda\rho C_p}} \frac{1}{\sqrt{s}}$	$\frac{1}{4\pi\lambda R^2\sqrt{\lambda\rho C_p}} \frac{1}{\sqrt{s}}$
Modèle non entier équivalent	$T_0(t) = \beta_0 I^{1/2}\phi(t)$ (B.11)	$\sum_{i=0}^{N+1} \alpha_i D^{i/2} T_0(t) = \sum_{i=0}^N \beta_i D^{i/2} \phi(t)$ (B.12)	$\alpha_0 T_0(t) + \alpha_1 D^{1/2} T_0(t) = \phi(t)$ (B.14)
		$\alpha_0 D^{1/2} T_0(t) + \alpha_1 D T_0(t) = -1 + \beta_0 D^{1/2} \phi(t)$ (B.13)	
	$\beta_0 = \frac{1}{S\sqrt{\lambda\rho C_p}}$	$\alpha_0 = \frac{3\pi\lambda l}{4} \beta_0$ $\alpha_1 = \frac{16\pi\lambda R^2}{\alpha}$	$\alpha_0 = 4\pi\lambda R$ $\alpha_1 = \frac{4\pi\lambda R^2}{\sqrt{\alpha}}$
		$\beta_0 = \frac{8R}{\sqrt{\alpha}}$	

TAB. B.1. Représentation non entière des solutions analytiques de diffusion 1D dans les milieux semi infinis.

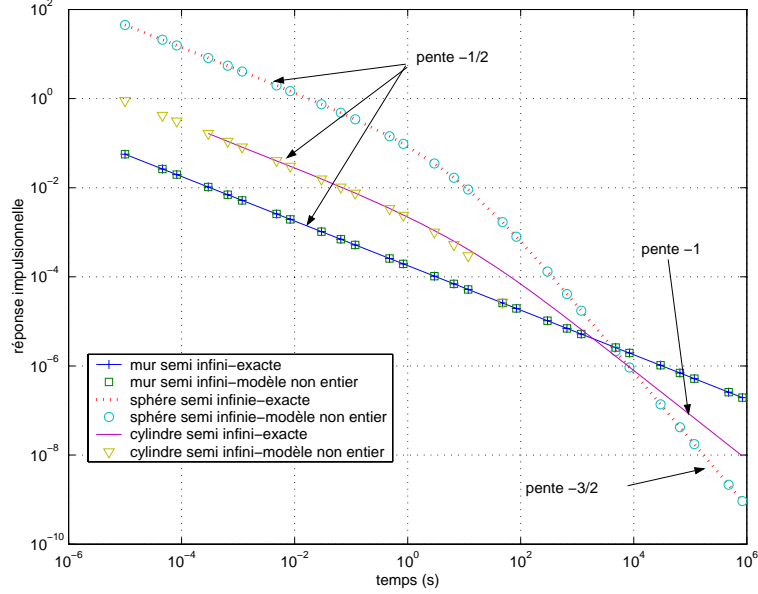


FIG. B.2. Réponses impulsionnelles pour les milieux semi infinis calculées à partir des fonctions de référence et des modèles non entiers. Les valeurs numériques sont : $\lambda_s = 10 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, $\alpha = 1 * 10^{-5} \text{ m}^2\text{s}^{-1}$, $R = 10^{-2} \text{ m}$, $l = 1 \text{ m}$, $S = 1 \text{ m}^2$.

nelles pour les trois configurations semi infinies calculées à partir des fonction de référence et des modèles non entiers correspondants.

B.2. Milieux finis

Comme précédemment, $H_0(s)$ est la fonction de transfert liant la transformée de Laplace de la température $T_0(t)$ à la surface d'un milieu fini à la transformée du flux $\phi(t)$ imposé sur cette surface :

$$\bar{T}_0(x=0, s) = \bar{T}_0(s) = H_0(s) \bar{\phi}(s) \quad (\text{B.15})$$

Les fonctions de transfert sont connues de façon analytique exacte pour les trois géométries élémentaires : plane, cylindrique et sphérique (voir figure B.3), sont reportées dans le tableau B.2.

B.2.1. Mur plan

D'après la relation B.22 (tableau B.2), le comportement asymptotique de la fonction de transfert aux temps courts correspond à la fonction B.8 (tableau B.1) du milieu semi infini de caractéristiques thermophysiques équivalentes. D'après la relation A.17, les modèles asymptotiques exprimés dans le domaine temporel sont :

$$T_0(t \rightarrow 0) = \frac{1}{\sqrt{\lambda \rho C_p}} I^{\frac{1}{2}} \varphi(t) \quad (\text{B.32})$$

Géométrie	Plane	Cylindrique	Sphérique
$H_0(s)$ $k = \sqrt{s/\alpha}$	$\frac{\cosh(ke)}{\lambda k S \sinh(ke)}$ (B.16)	$\frac{\sqrt{\alpha}}{2\pi\alpha\lambda} \frac{1}{\sqrt{s}} \frac{I_0(ka)}{I_0(ka)}$ (B.17)	$\frac{b^2 \sinh(kb)}{\lambda R (k \cosh(kb) - \sinh(kb))}$ (B.18)
Comportement asymptotique $s \rightarrow 0$	$\frac{1}{\rho C_p e} \frac{1}{s}$ (B.19)	$\frac{1}{\pi a^2 l \rho C_p} \frac{1}{s}$ (B.20)	$\frac{b^2}{\lambda(1-b)}$ (B.21)
Comportement asymptotique $s \rightarrow \infty$	$\frac{1}{\sqrt{\lambda \rho C_p}} \frac{1}{\sqrt{s}}$ (B.22)	$\frac{1}{2\pi\lambda a \sqrt{\lambda \rho C_p}} \frac{1}{\sqrt{s}}$ (B.23)	$\frac{b\alpha}{\lambda} \frac{1}{\sqrt{s}}$ (B.24)
Modèle non entier équivalent		$\sum_{i=0}^{N+1} \alpha_i D^{i/2} T_0(t) = \sum_{i=0}^N \beta_i D^{i/2} \phi(t)$ (B.25)	
	$\alpha_0 = 0$ (B.26)	$\alpha_0 = \alpha_1 = 0, \alpha_2 = \omega_1 d_0$ (B.27)	$\alpha_0 = 0$ (B.28)
	$\alpha_1 = 0$	$\alpha_3 = \omega_2 d_0 + \omega_0 d_1$	$\alpha_1 = 2\lambda b(1-b)$
	$\alpha_i = \frac{e^{i-1}}{\alpha^{(i-2)/2} i!}$	$\alpha_4 = \omega_3 d_0 + \omega_1 d_1$	$\alpha_i = \frac{\lambda 2^{n-1} b^n}{(i-1)! \alpha^{n/2}} \left(1 - \frac{2b}{n}\right)$
		$\alpha_5 = \omega_4 d_0 + \omega_2 d_1 + \omega_0 d_2, \dots$	$\alpha_{n+1} = \frac{\lambda 2^n b^{(n+1)}}{n! \alpha^{(n+1)/2}}$
		$\beta_0 = \gamma_0 c_0, \beta_1 = \gamma_1 c_0$ (B.30)	
	$\beta_i = \frac{e^{i-1}}{\lambda \alpha^{(i-2)/2} i!}$ (B.29)	$\beta_2 = \gamma_2 c_0 + \gamma_0 c_1$	$\beta_0 = 0$ (B.31)
		$\beta_3 = \gamma_3 c_0 + \gamma_1 c_1$	$\beta_i = \frac{b^2 (2b)^n}{\alpha^{n/2} n!}$
		$\beta_4 = \gamma_4 c_0 + \gamma_2 c_1 + \gamma_0 c_2, \dots \omega_i = \alpha_i$ et	
		$\gamma_i = \beta_i$ de la géométrie plane	

TAB. B.2. Représentation non entière des solutions analytiques de diffusion 1D dans les milieux finis.

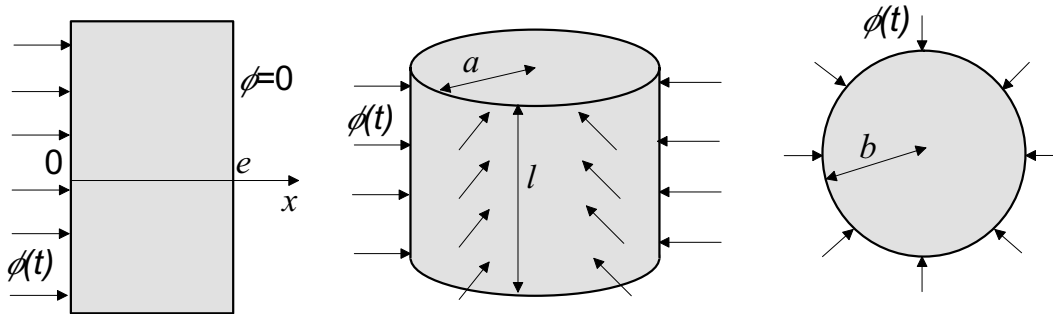


FIG. B.3. Transfert de chaleur 1D dans un mur (épaisseur e , surface S), une sphère (rayon b) et un cylindre (rayon a , longueur l), homogènes, de conductivité λ et de diffusivité α . La face $x = 0$ est soumise au flux $\phi(t)$.

et :

$$T_0(t \rightarrow \infty) = \frac{1}{\rho C_p e} I\phi(t) \quad (\text{B.33})$$

Le modèle liant le flux à la température en est basé sur l'opérateur d'intégration fractionnaire d'ordre $\frac{1}{2}$ aux temps courts. Cet ordre devient entier et égal à 1 aux temps longs.

Un raccordement analytique entre les deux états asymptotiques est obtenu en utilisant les relations :

$$\cosh(z) = \frac{\exp(-z)(\exp(2z) + 1)}{2} \quad (\text{B.34})$$

$$\sinh(z) = \frac{\exp(-z)(\exp(2z) - 1)}{2} \quad (\text{B.35})$$

En remplaçant ces expressions dans la relation B.16 on trouve une nouvelle expression de $H_0(s)$ de la forme :

$$H_0(s) = \frac{\exp(2ke) + 1}{\lambda k (\exp(2ke) - 1)}, \quad k = \sqrt{\frac{s}{\alpha}} \quad (\text{B.36})$$

On remplace, dans la relation B.36, la fonction exponentielle par son développement en série entière, de rayon de convergence infini, défini par :

$$\exp(z) = \sum_{n=0}^{\infty} \frac{z^n}{n!} \quad (\text{B.37})$$

On trouve :

$$H_0(s) = \frac{\sum_{n=0}^{\infty} \beta_n s^{n/2}}{\sum_{n=1}^{\infty} \alpha_n s^{(n+1)/2}} \quad (\text{B.38})$$

D'après la relation A.17, le modèle liant la température en au flux s'exprime dans

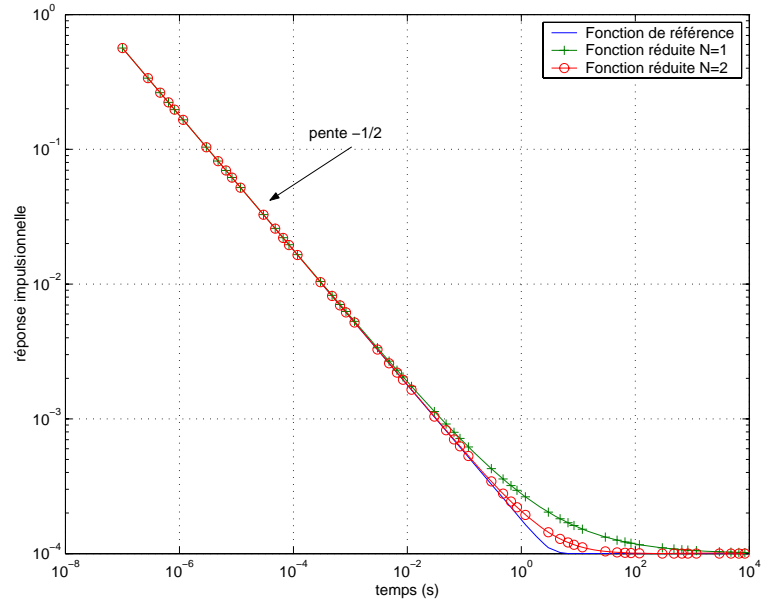


FIG. B.4. Réponses impulsionnelles du mur plan d'épaisseur e calculées à partir du modèle de référence et des modèles non entiers réduits d'ordre $N = 1$ et $N = 2$. Les valeurs numériques sont : $\lambda_s = 10 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$, $\alpha = 1 * 10^{-5} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$, $e = 10^{-2} \text{ m}$.

le domaine temporel sous la forme du modèle non entier B.25 dont les paramètres sont donnés dans le tableau B.2 par relations B.26 et B.29. Les ordres de dérivation de la température et du flux sont multiples de $\frac{1}{2}$. Lorsque N est infini, cette représentation non entière est exacte en regard du modèle de référence B.16. En tronquant les séries à un ordre $N \geq 1$ quelconque, on obtient un modèle non entier réduit. Ce modèle permet de retrouver exactement les comportements asymptotiques décrits par les relations B.32 et B.33 quelle que soit la valeur de N . Sur la figure B.4, sont tracées la réponse impulsionnelle exacte et celles calculées pour $N = 1$ et $N = 2$, sur une échelle logarithmique.

B.2.2. Cylindre

En introduisant le développement en série des fonctions de Bessel $I_n(z)$, relation B.5, dans la relation B.17 on obtient un modèle entier qui ne satisfait donc pas le comportement asymptotique aux temps courts, soit la relation B.23. Deux approches peuvent être envisagées. La première consiste à utiliser le développement asymptotique de la fonction de Bessel définie dans [1] par :

$$I_n(z) \approx \frac{\exp(z)}{\sqrt{2\pi z}} \left(1 - \frac{\mu - 1}{8z} + \frac{(\mu - 1)(\mu - 9)}{(8z)^2 2!} + \dots \right), \quad \mu = 4n^2 \quad (\text{B.39})$$

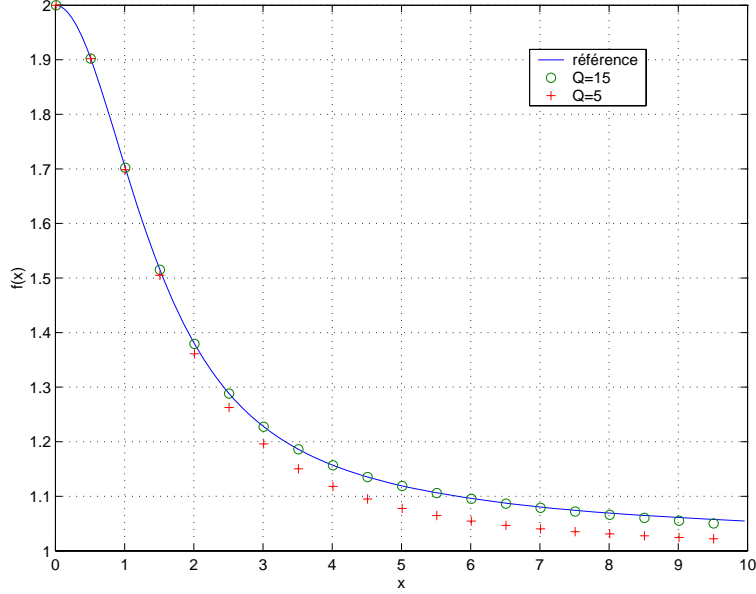


FIG. B.5. Approximation de la fonction $f(s)$ en fonction de l'ordre de troncature Q des séries.

Ce développement nest valable que pour z grand et ne permet donc pas de retrouver le comportement asymptotique aux temps longs.

La seconde consiste à exprimer la fonction de transfert $H_{0,c}(s)$ pour le cylindre à partir de la fonction de transfert $H_{0,p}(s)$ du mur plan, donnée par la relation B.16, et son développement fractionnaire B.38.

$$H_{0,c}(s) = H_{0,p}(s) f(s) \quad (\text{B.40})$$

La fonction $f(s)$ est représentée sur la figure B.5 est bornée entre 2 et 1.

En comparant la relation B.17 et la relation B.40, on trouve :

$$f(s) = \frac{\sinh(k) I_0(k)}{\cosh(k) I_1(k)}, \quad k = a\sqrt{\frac{s}{\alpha}} \quad (\text{B.41})$$

En introduisant les développements en série des fonctions de Bessel, relation B.5, et ceux des fonctions hyperboliques, relations B.35 et B.34, on abouti à l'expression entière de la fonction $f(s)$ suivante :

$$f(s) = \frac{1 + c_1 k^2 + \dots + c_p k^{2n} + \dots}{\frac{1}{2} + d_1 k^2 + \dots + d_p k^{2p} + \dots}, \quad k = a\sqrt{\frac{s}{\alpha}} \quad (\text{B.42})$$

Les coefficients des polynômes du numérateur et du dénominateur sont :

$$c_i = \left\{ 1, \frac{5}{12}, \frac{11}{192}, \frac{1}{384}, \dots \right\} \quad (\text{B.43})$$

et

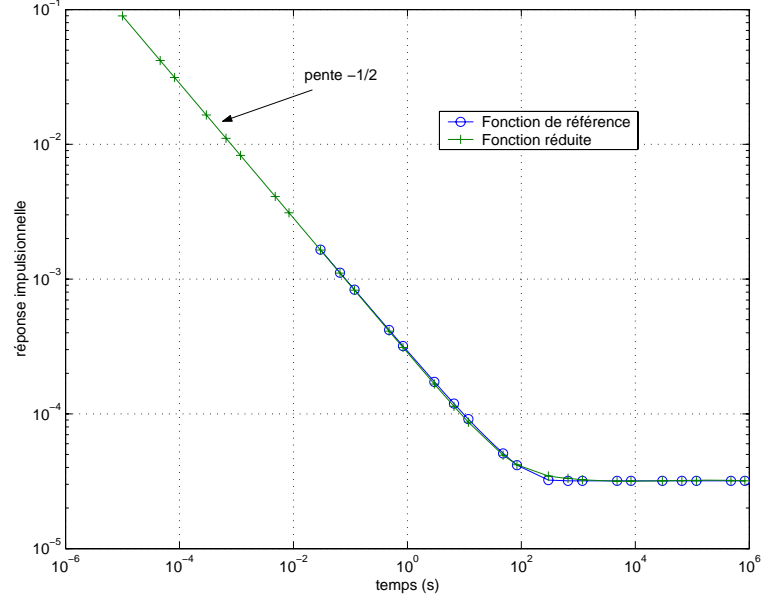


FIG. B.6. Réponses impulsionnelle du cylindre calculées à partir de la fonction de référence et du modèle non entier réduit d'ordre $N = 4$. Les valeurs numériques sont : $\lambda_s = 10 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$, $\alpha = 1 * 10^{-5} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$, $a = 10^{-2} \text{ m}$, $l = 1 \text{ m}$.

$$d_i = \left\{ \frac{1}{2}, \frac{5}{16}, \frac{5}{196}, \frac{1}{384}, \dots \right\} \quad (\text{B.44})$$

Ils satisfont aux conditions limites sur la fonction, à savoir $f(0) = 2$ et $f(\infty) = 1$. Sur la figure B.5, sont tracées les fonctions $f(s)$, $f_5(s)$ et $f_{15}(s)$, où $f_Q(s)$ désigne la fonction construite avec les séries tronquées à l'ordre Q . En introduisant la représentation fractionnaire B.16 de la fonction de transfert dans la relation B.40, on abouti à une fonction de transfert fractionnaire exacte, lorsque $Q \rightarrow \infty$, pour le cylindre telle que :

$$H_{0,c}(s) = \frac{\sum_{n=0}^N \beta_{n,p} s^{n/2}}{\sum_{n=1}^N \alpha_{n,p} s^{(n+1)/2}} f_N(s) = \frac{\sum_{n=0}^{N+Q} \beta_n s^{n/2}}{\sum_{n=1}^{N+Q} \alpha_n s^{(n+1)/2}} \quad (\text{B.45})$$

Les coefficients $\alpha_{n,p}$ et $\beta_{n,p}$ sont donnés par les relations B.26 et B.29, l'expression des coefficients α_n et β_n est donnée par les relations B.27 et B.30. La réponse impulsionnelle calculée avec la fonction de référence B.17 et celle calculée avec la fonction réduite B.45 d'ordre $N = 4$ est comparée sur la figure B.6.

B.2.3. Sphère

La démarche est identique à celle du mur, elle consiste à exprimer les fonctions hyperboliques à partir de la fonction exponentielle. La relation B.18 devient :

$$H_0(s) = \frac{b^2 (\exp(2kb) - 1)}{\lambda b (k (\exp(2kb) + 1) - (\exp(2kb) - 1))}, \quad k = \sqrt{\frac{s}{\alpha}} \quad (\text{B.46})$$

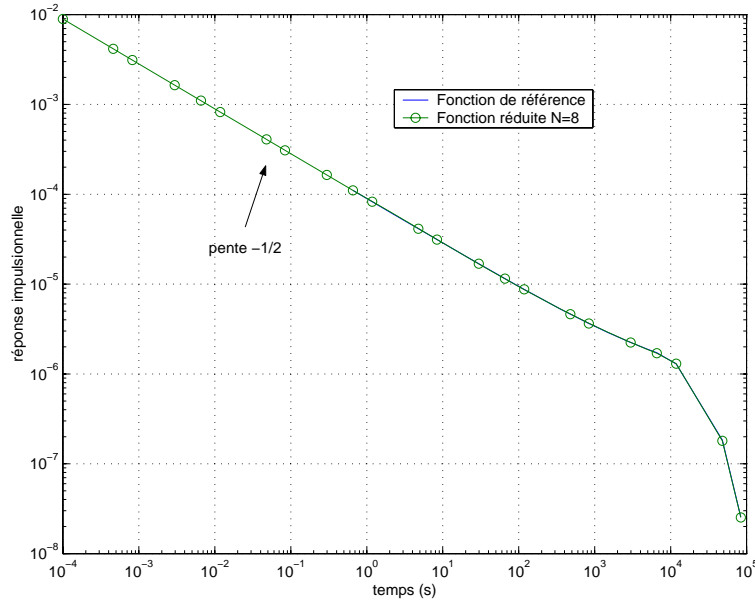


FIG. B.7. Réponse impulsionnelle de la sphère calculée à partir de la fonction de référence et du modèle non entier réduit d'ordre $N = 8$. Les valeurs numériques sont : $\lambda_s = 10 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$, $\alpha = 1 * 10^{-5} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$, $b = 0.5 \text{ m}$.

En remplaçant la fonction exponentielle par son développement en série entière, on obtient :

$$H_0(s) = \frac{\sum_{n=0}^N \beta_n s^{n/2}}{\alpha_1 s^{1/2} + \sum_{n=2}^N \alpha_n s^{n/2} + \alpha_{N+1} s^{(N+1)/2}} \quad (\text{B.47})$$

La figure B.7 représente la réponse impulsionnelle exacte et celle calculée à partir du modèle non entier réduit d'ordre $N = 8$.

Les solutions analytiques pour les milieux semi infinis et finis aboutissent à une fonction de transfert de la forme :

$$H_0(s) = \frac{\sum_{n=L_0}^{L \rightarrow \infty} \beta_n s^{n/2}}{\sum_{n=M_0}^{M \rightarrow \infty} \alpha_n s^{n/2}} \quad (\text{B.48})$$

Ce qui dans le domaine temporel donne un modèle sous la forme d'une relation liant les dérivées successives d'ordre multiple de $\frac{1}{2}$ de la température en face avant à celle du flux sous la forme :

$$\sum_{n=M_0}^M \alpha_n D^{n/2} T_0(t) = \sum_{n=L_0}^L \beta_n D^{n/2} \varphi(t), \quad \alpha_{M_0} = 1 \quad (\text{B.49})$$

Le tableau B.3 reprends les valeurs des bornes de sommation, M_0 , L_0 , M , et L pour les configurations présentées.

Les mêmes techniques de décomposition en série fractionnaire montrent, que

Géométrie	M_0	M	L_0	L
Mur semi infini	1	1	0	0
Cylindre semi infini	0	$M \rightarrow \infty$	0	$M + 1 \rightarrow \infty$
Sphère semi infinie	0	1	0	0
Mur infini	2	$M + 1$	0	M
Cylindre infini	2	$M + 1$	0	M
Sphère infinie	1	$M + 1$	1	M

TAB. B.3. Valeurs de bornes des séries dans la relation B.49 selon la géométrie étudiée.

cette structure reste exacte lorsque l'observation de la température s'effectue dans le milieu, soit donc :

$$\sum_{n=M_0}^M \alpha_n^x D^{n/2} T(x, t) = \sum_{n=L_0}^L \beta_n^x D^{n/2} \varphi(t), \quad \alpha_{M_0}^x = 1, \quad \forall x > 0 \quad (\text{B.50})$$

L'équivalence A.9 permet d'exprimer le modèle non entier à partir de l'opérateur d'intégration non entière. La représentation à partir de l'opérateur d'intégration non entière est intéressante du point de vue expérimental. En effet, cet opérateur n'amplifie pas les erreurs de mesures contenues dans les données expérimentales, ce qui est le cas lors de l'opération de dérivation (se reporter à la figure A.1).

Cette nouvelle expression du modèle est obtenue en divisant le numérateur et le dénominateur de la fonction de transfert fractionnaire B.48 par $s^{M/2}$. Ceci conduit à :

$$H(s) = \frac{\sum_{n=L_0}^L \beta_n s^{-(M-n)/2}}{\sum_{n=M_0}^M \alpha_n s^{-(M-n)/2}}, \quad \alpha_{M_0} = 1 \quad (\text{B.51})$$

ainsi à l'expression du modèle :

$$\sum_{n=M_0}^M \alpha_n I^{(M-n)/2} T_0(t) = \sum_{n=L_0}^L \beta_n I^{(M-n)/2} \varphi(t), \quad \alpha_{M_0} = 1 \quad (\text{B.52})$$

Annexe C

Résolution d'un problème inverse à partir du modèle d'état complet

En utilisant la discrétisation spatiale de type éléments finis comportant N noeuds le modèle direct d'évolution de la température est représenté sous la forme du modèle d'état :

$$\mathbf{C}_p \frac{d\mathbf{T}(t)}{dt} = \mathbf{A}\mathbf{T}(t) + \mathbf{B}\mathbf{U}(t) \quad (\text{C.1})$$

$$\mathbf{Y}(t) = \mathbf{C}\mathbf{T}(t) \quad (\text{C.2})$$

Dans ces relations $\mathbf{T}(t)$ est le vecteur de températures en chaque noeud, \mathbf{C}_p ($N \times N$) est la matrice de capacité thermique, \mathbf{A} ($N \times N$) est la matrice d'échange (ou d'état ou d'évolution), \mathbf{B} ($N \times P$) est la matrice d'entrée et \mathbf{C} ($M \times N$) est la matrice de sortie laquelle précise les positions des mesures de température en M noeud du maillage. Enfin, $\mathbf{U}(t)$ ($P \times 1$) est le vecteur des sollicitations (d'entrée).

La discrétisation implicite en temps des relations C.1 et C.2 donne :

$$\mathbf{T}^{(n)} = \mathbf{D}\mathbf{T}^{(n-1)} + \mathbf{F}\mathbf{U}^{(n)} \quad (\text{C.3})$$

$$\mathbf{Y}^{(n)} = \mathbf{C}\mathbf{T}^{(n)} \quad (\text{C.4})$$

avec :

$$\mathbf{D} = (\mathbf{I}_n - \Delta(t) \mathbf{C}_p^{-1} \mathbf{A})^{-1} \quad (\text{C.5})$$

$$\mathbf{F} = \Delta t \mathbf{D} \mathbf{C}_p^{-1} \mathbf{B} \quad (\text{C.6})$$

En remplaçant (n) par $(n + 1)$ dans les relations C.3 et C.4 donne :

$$\mathbf{Y}^{(n+1)} = \mathbf{C}\mathbf{D}\mathbf{T}^{(n)} + \mathbf{C}\mathbf{F}\mathbf{U}^{(n+1)} \quad (\text{C.7})$$

En substituant la valeur de $\mathbf{T}^{(n)}$ par son expression dans la relation C.3 conduit à :

$$\mathbf{Y} = \mathbf{CD}^2\mathbf{T}^{(n-1)} + \mathbf{CDFU}^{(n+1)} + \mathbf{CFU}^{(n)} \quad (\text{C.8})$$

En répétant ce processus $(n + r)$ fois on obtient :

$$\begin{aligned} \mathbf{Y}^{(n)} &= \mathbf{CDT}^{(n-1)} + \mathbf{CFU}^{(n)} \\ \mathbf{Y}^{(n+1)} &= \mathbf{CD}^{(2)}\mathbf{T}^{(n-1)} + \mathbf{CDFU}^{(n+1)} + \mathbf{CFU}^{(n)} \\ &\vdots \\ \mathbf{Y}^{(n+r)} &= \mathbf{CD}^{(n+r+1)}\mathbf{T}^{(n-1)} + \mathbf{CD}^{(r-1)}\mathbf{FU}^{(n+r)} + \mathbf{CD}^{(r-2)}\mathbf{FU}^{(n+r-1)} + \dots + \mathbf{CFU}^{(n)} \end{aligned} \quad (\text{C.9})$$

ce système s'écrit sous la forme matricielle suivante :

$$\mathbf{Y} = \tilde{\mathbf{T}} + \mathbf{XU} \quad (\text{C.10})$$

dans laquelle :

$$\mathbf{Y} = \begin{bmatrix} \mathbf{Y}^{(n)} \\ \mathbf{Y}^{(n+1)} \\ \vdots \\ \mathbf{Y}^{(n+r)} \end{bmatrix} \quad (\text{C.11})$$

$$\tilde{\mathbf{T}} = \begin{bmatrix} \mathbf{CDT}^{(n-1)} \\ \mathbf{CD}^{(2)}\mathbf{T}^{(n-1)} \\ \vdots \\ \mathbf{CD}^{(n+r+1)}\mathbf{T}^{(n-1)} \end{bmatrix} \quad (\text{C.12})$$

$$\mathbf{X} = \begin{bmatrix} \mathbf{CF} \\ \mathbf{CDF} + \mathbf{CF} \\ \vdots \\ \mathbf{CD}^{(r-1)}\mathbf{F} + \mathbf{CD}^{(r-2)}\mathbf{F} + \dots + \mathbf{CF} \end{bmatrix} \quad (\text{C.13})$$

Finalement, en supposant que \mathbf{U} est constant de (n) à $(n + r)$, soit $\mathbf{U}^{(n)} = \mathbf{U}^{(n+1)} = \dots = \mathbf{U}^{(n+r)}$, l'estimation de $\mathbf{U}^{(n)}$ (le flux de chaleur) au sens des moindres carrés linéaires est :

$$\hat{\mathbf{U}}^{(n)} = (\mathbf{X}^T\mathbf{X})^{-1}\mathbf{X}^T(\mathbf{Y} - \tilde{\mathbf{T}}) \quad (\text{C.14})$$

RESUME :

Le contexte scientifique de ce travail concerne la caractérisation à différentes échelles d'observation de revêtements d'outil. Le contexte d'applications industrielles concerne plus particulièrement l'usinage primaire de matériaux à base de bois.

Le domaine d'usinage est l'un des domaines industriels où les revêtements durs sont très répandus. Ils permettent d'augmenter de manière significative la durée de vie des outils de coupe. En effet, l'opération d'usinage relativement simple en principe de fonctionnement, met en jeu des phénomènes physiques extrêmement complexes et couplés (mécaniques, thermiques et physicochimiques). L'idée très répandue dans la littérature mécanicienne attribue au revêtement d'outil un rôle de barrière thermique. Les premières investigations sur cette thématique menées au laboratoire en coupe métallique réfutent une telle influence. Pour cela dans la première partie de notre travail nous nous intéressons à évaluer l'influence de revêtements d'outil sur son comportement thermique durant l'usinage de matériaux hétérogènes et isolants tels que le bois et ses dérivés.

Par ailleurs, les performances d'un dépôt dépendent de ses caractéristiques thermo - physiques et plus particulièrement celles relatives à l'adhérence du dépôt sur le substrat. C'est pourquoi, dans la seconde partie de notre travail nous abordons la problématique de la caractérisation de revêtements, sujet déjà assez largement traité dans la littérature.

Ces deux sujets font appel à la caractérisation aux échelles de temps et d'espace différentes : plusieurs décades de secondes pour le premier et inférieure à quelques millisecondes pour le deuxième. Pour ces deux échelles d'observation, nous utilisons une méthodologie de caractérisation des systèmes basée sur l'identification de leur comportement thermique au cours du temps.

MOTS CLES :

Usinage du bois - revêtement d'outil - caractérisation thermique - identification de systèmes - méthodes inverses - calcul fractionnaire

ABSTRACT :

The scientific context of this work concerns the characterization of tool coatings on various scales of observation. The context of industrial applications relates to the wood and wood based materials machining.

The machining domain is one of the industrial fields where the hard coatings are very widespread. They make it possible to significantly increase the cutting tools life. Indeed, the relatively simple in theory machining operation leads to extremely complex and coupled physical phenomena (mechanical, thermal and physico - chemical). The very common idea in the literature allots to the tool coating a role of "thermal barrier". The first investigations on this set of themes in metal cutting refute such an influence. For that the interest of the first part of this work is to evaluate the tool coatings influence on its thermal behaviour during heterogeneous and insulating materials machining such as wood and its derivatives.

In addition, the "performances" of a deposit depend on its thermophysical characteristics and more particularly those related to the adherence of the deposit on the substrate. This is why, in the second part of this work the problems of the characterization of coatings are taken up, subject already largely covered in the literature.

These two subjects appeal the characterization on different space and time scale: several decades of seconds for the first and lower than a few milliseconds for the second. For these two scales of observation a methodology of characterization of the systems based on the identification of their thermal behaviour in the time is used.

KEYWORDS :

Wood machining - tool coating - thermal characterization - system identification - inverse methods - fractional calculus