



HAL
open science

Etude fondamentale de l'assistance cryogénique pour application au fraisage du Ti6Al4V

Pierre Lequien

► **To cite this version:**

Pierre Lequien. Etude fondamentale de l'assistance cryogénique pour application au fraisage du Ti6Al4V. Génie mécanique [physics.class-ph]. Ecole nationale supérieure d'arts et métiers - ENSAM, 2017. Français. NNT : 2017ENAM0038 . tel-01743850

HAL Id: tel-01743850

<https://pastel.hal.science/tel-01743850>

Submitted on 26 Mar 2018

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

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

Doctorat ParisTech

THÈSE

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité “ Génie Mécanique – Procédés de fabrication ”

présentée et soutenue publiquement par

Pierre LEQUIEN

le 07 Décembre 2017

**Etude fondamentale de l'assistance cryogénique
pour application au fraisage du Ti6Al4V**

Directeur de thèse : **Gérard POULACHON**

Co-encadrement de la thèse : **Joël RECH**

Co-encadrement de la thèse : **José OUTEIRO**

M. Olivier CAHUC

M. René LEROY

M. Gilles DESSEIN

M. Gérard POULACHON

M. Joël RECH

M. José OUTEIRO

M. Guénaël GERMAIN

M. François LAFORCE

Professeur des Universités, I2M, Université de Bordeaux

Maitre de Conférences, HDR, CEROC, Université de Tours

Professeur des Universités, LGP ENIT, Université de Toulouse

Professeur des Universités, LaBoMaP, Arts et Métiers ParisTech

Professeur des Universités, LTDS, ENI Saint Etienne

Maitre de Conférences, HDR, LaBoMaP, Arts et Métiers ParisTech

Maitre de Conférences, HDR, LAMPA, Arts et Métiers ParisTech

Ingénieur, CETIM

Président

Rapporteur

Rapporteur

Examineur

Examineur

Invité

Invité

**T
H
È
S
E**

Remerciements

Je saisis l'opportunité de ces premières lignes du mémoire de thèse pour exprimer mes plus sincères remerciements à tous ceux qui m'ont accompagné et soutenu dans la démarche de ces longues études. Les occasions de transmettre de la reconnaissance à mon entourage, professionnel et familial ont été trop rares pour ne pas leur dédier ce travail et leur transmettre ma gratitude.

Dans un premier temps, mes remerciements s'adressent aux membres du jury :

A Olivier CAHUC, pour la présidence de ce jury de thèse.

A Gilles DESSEIN et René LEROY pour leur travail de rapporteur.

A Guénaël GERMAIN, pour sa participation au jury de thèse et sa collaboration.

Je souhaite ensuite remercier l'ensemble de l'équipe qui m'a accompagné, guidé et fait progresser :

A Gérard POULACHON pour avoir assuré la direction de cette thèse. Ses conseils et décisions ont été une aide précieuse, dans les moments stratégiques et difficiles. Merci pour ses enseignements et l'efficacité de son soutien.

A Joël RECH, pour avoir assuré un encadrement proche. Ses idées et interventions ont été précieuses. Le suivi du doctorant a été d'une grande qualité.

A José OUTEIRO pour ses conseils et son soutien.

A Chawki TAHRI pour son sérieux et la qualité de son travail au cours de son stage de Master 2. Cette expérience d'encadrement a été enrichissante et m'a fait découvrir un nouvel aspect de la recherche.

Ce travail est le fruit d'une belle collaboration entre le Laboratoire Bourguignon des Matériaux et Procédés (LaBoMaP) de l'Ecole Nationale Supérieure des Arts et Métiers (ENSAM) de Cluny, le Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes (LTDS) de l'Ecole Nationale Supérieure de Saint-Etienne (ENISE), le Centre Technique pour l'Innovation dans l'Industrie (CETIM ; CETIM-CTDEC), l'Association de la Mécanique Industrielle et des Constructions Spéciales (AMICS) et le F2I (Fonds pour l'Innovation dans l'Industrie).

Je tiens à remercier tous les collaborateurs de cette thèse réunis sous l'entité du consortium Intercut Network pour leur soutien financier et technologique. Je pense aux collègues de l'industrie : Stéphane THIERRY, Ugo MASCIANTONIO, François LAFORCE, Aurélien POLLET-VILLARD et Fabrice CHEVALEYRE. Leur aide m'a fait progresser et ils m'ont transmis un soutien industriel conséquent, favorable à la réussite de cette thèse.

J'adresse ensuite mes remerciements aux collègues que j'ai côtoyés et appréciés au cours de ces trois dernières années :

L'ensemble du personnel technique de l'équipe UGV : Gilles DELHOMME, Gilles DETROYAT, et Éric POLSINELLI pour votre sympathie, vos nombreux conseils, et la qualité de votre savoir-faire. J'adresse également mes remerciements aux collègues de l'ENISE : Patrick POLLY et Hervé SEUX. Merci à l'ensemble du personnel du campus Arts et Métiers ParisTech de Cluny ayant pris part de près ou de loin à ce projet. Je pense notamment à Frédéric DELMAS, Évelyne DARGAUD, Christophe DELORME, Pascal FILIPEK, Loïc GUILLOT, Patrice HONORÉ, Romaric MASSET, Christian NECTOUX, Lucas PUTIGNY, Mickaël POTILLON, Christophe PRIOLET-LEFEBRE, Emmanuel TRUJILLO, ainsi qu'à l'équipe d'AMValor : Isabelle BORDONNET, Serge BORECKI, Guillaume FALCO, Denis LAGADRILLIERE, Pierre NAISSON et Rémy PORCHERAY. Ce fut un réel plaisir de travailler avec vous.

Je remercie également l'ensemble des doctorants, post-doctorants et docteurs pour l'entraide et la bonne ambiance studieuse : Anna-Carla ARAUJO, Rabiae ARIF, Thomas BAIZEAU, Sébastien CAMPOCASSO, Iheb CHERRIF, Rémi CURTI, Lamice DENGUIR, Théo DORLIN, Younes FAYDI, Daniel ILLESCU, Bertrand MARCON, Tristan RÉGNIER et Ahcene SIAD. La contribution de chacun à la résolution des problèmes quotidiens et votre sympathie m'ont beaucoup apporté. Je vous en remercie particulièrement.

Je souhaite enfin conclure ces remerciements avec ma famille, mes amis et tous mes proches.

A mon grand-père Lucien CARRERES à qui je dédie ce mémoire. La transmission de tes connaissances, ton goût pour l'apprentissage et ta culture sont un héritage qui m'est très cher. Depuis mon plus jeune âge tu as su me passionner pour l'envie d'apprendre. MERCI.

A mes parents et ma sœur, Olga, Pascal et Marie LEQUIEN pour leur soutien sans faille et l'amour qu'ils me portent. L'engagement et la concentration investis dans ce projet n'auraient pas été possible sans une famille aussi soudée et encourageante.

A ma compagne, Marie-Hanna PATIN, pour son amour et le bonheur qu'elle m'apporte au quotidien.

Je souhaite terminer ces remerciements par un mot particulier aux professeurs, anciens collègues et camarades qui m'ont guidé dans ces longues études avec un soutien constituant une grande part de mon chemin personnel.

Cluny, le 07/12/2017

Pierre L.

Tables des matières

Remerciements.....	3
Tables des matières.....	5
Notations et glossaire.....	9
Introduction générale.....	12
Contexte de l'étude.....	12
Objectifs de l'étude.....	13
Plan du mémoire.....	14
Chapitre 1 : Etat de l'art : Assistance cryogénique.....	15
1.1 Enjeux de l'assistance cryogénique.....	16
1.1.1 Définition et origine du procédé.....	16
1.1.2 Champs d'application.....	18
1.2 Utilisation des fluides de coupe en usinage.....	19
1.2.1 Comparaison des méthodes de refroidissement et lubrification en usinage.....	19
1.2.2 Le choix de l'azote liquide pour l'assistance à l'usinage.....	21
1.3 L'azote liquide pour l'assistance à l'usinage.....	24
1.3.1 Effet Leidenfrost.....	24
1.3.2 Aspect thermique associé à la projection de LN ₂	29
1.4 Nouvelle technologie et résultats contradictoires.....	31
1.4.1 Usinage d'alliage réfractaire : le Ti6Al4V.....	31
1.4.2 La cryogénie sur les propriétés des matériaux.....	34
1.4.2.1 Matériaux usinant : carbure et acier rapide.....	34
1.4.2.2 Matériau usiné : l'alliage de Ti6Al4V.....	35
1.4.3 Assistance cryogénique à l'interface outil/copeaux et outil/surface usinée.....	36
1.4.3.1 Impact de la température.....	37
1.4.3.2 Comportement des outils en usure.....	38
1.4.3.3 Comportement tribologique : contraintes résiduelles et intégrité de surface	40

1.4.3.4	Impact sur les efforts de coupe.....	42
1.4.3.5	Impact de l'assistance cryogénique sur la morphologie du copeau	43
1.4.3.6	Coefficient convectif de transfert thermique.....	43
1.5	Conclusion.....	44
Chapitre 2 : Etude phénoménologique de la projection d'azote liquide pour l'assistance à l'usinage		
2.1	Objectifs de la compréhension phénoménologique.....	47
2.1.1	Aspects phénoménologiques déterminants	48
2.1.1.1	Caractéristiques thermodynamiques du LN ₂	48
2.1.1.2	Calcul analytique du coefficient convectif de transfert de chaleur h	51
2.1.1.3	Régime d'écoulement du fluide.....	60
2.1.2	Etude de l'écoulement d'azote liquide en conditions simplifiées	64
2.1.2.1	Modélisation analytique de l'écoulement de LN ₂ dans un cas simplifié 65	
2.1.2.2	Modélisation CFD d'azote liquide dans des conduites simples.....	68
2.2	Développement d'une méthode inverse en vue d'une caractérisation du coefficient convectif de transfert thermique.....	73
2.2.1	Méthodes et moyens	73
2.2.2	Projection d'azote sur une surface plane.....	76
2.2.2.1	Alliage de titane Ti6Al4V	77
2.2.2.2	Carbure de tungstène (WC-Co)	80
2.3	Simulation numérique	81
2.3.1	Choix du type de modélisation CFD/DNS	81
2.3.2	Implémentation du modèle CFD.....	85
2.3.3	Description du modèle	87
2.3.4	Résultats et interprétations	91
2.4	Modèle mathématique	100
2.4.1	Définition du modèle mathématique.....	100
2.4.1.1	Objectifs de la construction d'un modèle mathématique.....	100
2.4.1.2	Méthode et démarche du modèle mathématique.....	101
2.4.2	Résultats et discussions.....	104
2.4.2.1	Détermination du coefficient de transfert thermique convectif	104
2.4.2.2	Transfert industriel	106

2.5	Conclusion.....	107
Chapitre 3 : Approche expérimentale de l'assistance cryogénique		
	en tournage discontinu.....	109
3.1	Objectifs et compréhension de l'assistance cryogénique en tournage discontinu	110
3.1.1	Compréhension de l'assistance cryogénique	110
3.1.2	Objectif de l'étude.....	111
3.2	Mise en place d'essais instrumentés.....	112
3.2.1	Conception d'un outil de coupe instrumenté	112
3.2.2	Séparation des phases	113
3.3	Etude de l'assistance cryogénique en tournage.....	115
3.3.1	Identification des paramètres de coupe optimaux.....	115
3.3.1.1	Méthodes et moyens.....	115
3.3.1.2	Résultats et discussions.....	119
3.4	Etude instrumentée sur éprouvette discontinue	124
3.4.1	Méthodes et moyens de l'expérimentation	125
3.4.2	Plan d'expériences.....	129
3.4.3	Résultats et discussion	130
3.5	Conclusion.....	144
Chapitre 4 : Fraisage d'un alliage de Ti6Al4V avec assistance cryogénique.....		
4.1	Capitalisation des connaissances en vue d'une optimisation de l'assistance cryogénique	147
4.1.1	Objectifs de l'étude	147
4.1.2	Conception et réalisation d'un système d'acheminement de LN ₂ par centre broche sur centre d'usinage 4 axes à broche horizontale	148
4.1.3	Conception et développement d'une fraise dédiée à l'assistance cryogénique.....	152
4.2	Etude expérimentale du fraisage assisté par cryogénie.....	155
4.2.1	Identification des paramètres de coupe optimaux.....	156
4.2.1.1	Méthode et moyens	156
4.2.1.2	Résultats et discussion	156
4.2.2	Etude expérimentale du fraisage d'un Ti6Al4V avec assistance cryogénique.....	158

4.2.2.1	Plan d'expériences.....	158
4.2.2.2	Résultats et discussions.....	160
4.2.3	Essais d'usure en surfacage d'un alliage de Ti6Al4V	171
4.2.3.1	Plan d'expériences.....	171
4.2.3.2	Résultats et discussions.....	172
4.3	Conclusions	175
4.3.1	Résultats globaux.....	175
4.3.2	Perspectives	175
	Conclusion générale et perspectives	177
	Références bibliographiques	180
	Annexe A : matériaux usinés et outils coupants.....	193
	Annexe B : Chaîne d'acquisition en tournage et fraisage.....	195
	Annexe C : Liste des essais de tournage discontinu et de fraisage.....	198

Notations et glossaire

A	[m ²]	Surface d'échange de flux thermique
a _e	[mm]	Profondeur de passe radiale en fraisage
a _p	[mm]	Profondeur de passe
Al	[-]	Abréviation pour « l'élément Aluminium »
AMC3	[-]	Logiciel intégré sur CN pour essais COM continu
a _p	[mm]	Profondeur de passe (axiale en fraisage)
C	[-]	Abréviation pour « l'élément Carbone »
CFD	[-]	Abréviation pour « Computational Fluid Dynamics »
CN	[-]	Abréviation pour « Commande Numérique »
C _p	[kJ/kg.K]	Capacité thermique massique
Co	[-]	Abréviation pour « l'élément Cobalt »
CO ₂	[-]	Abréviation pour « Dioxyde de Carbone »
COM	[-]	Abréviation pour « Couple Outil-Matière »
D	[mm]	Distance de projection du jet de LN ₂
DNS	[-]	Abréviation pour « Direct Numerical Simulation »
f	[mm/tr]	Avance par tour
f _z	[mm/tr/dent]	Avance par tour à la dent (en fraisage)
F _c	[N]	Effort de coupe
F _f	[N]	Effort d'avance
F _p	[N]	Effort de pénétration
F _r	[N]	Effort résultant des composantes de fraisage
G _i	[-]	Groupement adimensionnel
G	[kg/s]	Débit massique
G _g	[kg/s]	Débit massique de gaz
G _L	[kg/s]	Débit massique de liquide
GGR	[-]	Abréviation pour « Gradient Généralisé Réduit »
H	[J]	Enthalpie spécifique
h	[W/m ² .K]	Coefficient de transfert thermique convectif
h _{coupée}	[mm]	Valeur maximale de l'épaisseur coupée
JHP	[-]	Abréviation pour « Jet Haute Pression »
K	[-]	Variable d'énergie cinétique turbulente (modèle K-ε)
K _c	[MPa]	Énergie (en fraisage)/ Effort (en tournage) spécifique de coupe
L _c	[mm]	Longueur de contact d'une goutte sur une paroi
L _{im}	[mm]	Longueur d'immersion d'une dent dans la matière
LN ₂	[-]	Abréviation pour « Liquid Nitrogen »
m	[g]	Masse d'une goutte
MOCN	[-]	Abréviation pour « Machine-Outil à Commande Numérique »
MQL	[-]	Abréviation pour « Minimum Quantity Lubrication »
N	[tr/min]	Vitesse de rotation
N ₂	[-]	Elément Azote
N _u	[-]	Nombre de Nusselt
Ø	[mm]	Diamètre de buse

P	[bar]	Pression du jet de LN ₂
P _c	[W]	Puissance de coupe
P _e	[-]	Nombre de Peclet
P _r	[-]	Nombre de Prandtl
Q	[cm ³ /min]	Débit copeu
R	[mm]	Rayon de la fraise
RANS	[-]	Abréviation pour « Reynolds Average Navier Strokes »
RTT	[-]	Abréviation pour « Rotary Tool Temperature »
R _e	[-]	Nombre de Reynolds
\overline{r}_β	[μ m]	Rayon d'acuité d'arête de l'outil
r _{ϵ}	[mm]	Rayon de bec de l'outil
T	[°]	Température
TC	[-]	Abréviation pour « Thermocouples »
TRL	[-]	Abréviation pour « Technology Readiness Level »
Ti	[-]	Abréviation pour « l'élément Titane »
T ^{ébullition}	[°]	Température d'ébullition d'un fluide
T _{Leid}	[-]	Température de Leidenfrost
T _{Nuki}	[°]	Température de Nukiyama
U _i	[m/s]	Vitesse de l'écoulement dans la direction i
V	[-]	Abréviation pour « l'élément Vanadium »
V _B	[μ m]	Largeur de l'usure en dépouille de l'outil
V ^{n_i}	[m/s]	Vitesse normale d'impact d'une goutte sur une paroi
V _c	[m/min]	Vitesse de coupe
V _w	[m/s]	Vitesse de déplacement du jet
VOF	[-]	Abréviation pour « Volume Of Fluid »
W	[-]	Abréviation pour « l'élément Tungstène »
W _e	[-]	Nombre de Weber
W _c	[W/cm ³ /min]	Énergie spécifique de coupe
Z	[-]	Nombre de dent sur l'outil coupant (en fraisage)

Symboles Grecs :

α	[°]	Angle d'inclinaison du jet de LN ₂
α_n	[°]	Angle de dépouille normal, observé dans P _n
β_t	[K ⁻¹]	Coefficient d'expansion thermique
γ_n	[°]	Angle de coupe normal, observé dans P _n
ε	[-]	Coefficient de dissipation turbulent
ε_i	[-]	Résidus de l'équation MLR
κ_r	[°]	Angle de la direction d'arête, observé dans P _r
λ	[W/m.K ⁻¹]	Conductivité thermique
λ_s	[°]	Angle d'inclinaison d'arête, observé dans P _s
μ	[μPa.s]	Viscosité globale du fluide
ρ	[kg/m ³]	Masse volumique
ρ_G	[kg/m ³]	Masse volumique de la phase gazeuse
ρ_L	[kg/m ³]	Masse volumique de la phase liquide
ρ_w	[kg/m ³]	Masse volumique de l'eau
σ_L	[N/m]	Tension de surface
ϕ	[W]	Flux de chaleur
$\varnothing_{\text{fraise}}$	[mm]	Diamètre de fraise
\varnothing_V	[mm]	Diamètre de buse de projection en face de coupe
\varnothing_α	[mm]	Diamètre de fraise de projection en face de dépouille
ϑ	[m ² /s]	Viscosité cinématique du fluide
ψ	[-]	Paramètre du diagramme de Baker

Introduction générale

Contexte de l'étude

Les principaux challenges de l'industrie du futur sont de satisfaire à toujours plus d'exigences en termes de développement durable, d'optimisation des coûts et qualité des produits. Les impératifs environnementaux des institutions publiques sont croissants et imposent de plus en plus de rigueur dans les ateliers mécaniques. Les secteurs industriels fabriquant des produits à haute valeur ajoutée tels que l'aéronautique et le spatial, sont dans une perspective continue d'amélioration des produits manufacturés et des procédés. L'emploi de matériaux tels que des alliages de titane ou les superalliages à base de nickel devient courant. Ils possèdent une grande résistance mécanique, une faible densité et une tenue des propriétés mécaniques constante dans divers domaines d'utilisation à forts gradients thermiques. Cependant, ces alliages sont difficiles à usiner. En effet, leurs faibles conductivités thermiques maintiennent l'élévation de température produite par la coupe au niveau de l'interface outil/pièce, les dégradant rapidement. La chaleur n'est pas ou peu transmise à l'ensemble de la pièce en raison de cette faible diffusivité thermique. Le respect des tolérances géométriques et dimensionnelles est compliqué à tenir. Les difficultés comme l'usure prématurée des outils, les déformations de pièces ou encore les mauvaises qualités de surface deviennent problématiques.

C'est dans cette perspective que l'assistance cryogénique en usinage peut répondre aux diverses problématiques. L'idée de refroidir la coupe en utilisant un fluide cryogénique naît dans les années 80. L'apparition de fluide à très basse température, tels que le CO_2 ou encore l'azote liquide (LN_2), peuvent résoudre la question des forts gradients de température générés au cours d'une opération d'usinage. A première vue, cette technologie peut apporter les réponses aux exigences précédemment décrites : évacuation rapide de la chaleur générée par la coupe, pas de nettoyage des pièces post-usinage et absence d'utilisation de fluide de coupe nocif pour les opérateurs et l'environnement. Cela induit pourtant de nouvelles questions tels que l'acheminement du fluide cryogénique vers les zones souhaitées, l'optimisation du procédé ou encore l'impact du grand froid sur les outils et les pièces. De nouveaux verrous technologiques et scientifiques apparaissent. Cette thèse propose de les étudier.

Ce travail est le fruit d'une collaboration entre partenaires d'un consortium dans un contexte F2I (Fonds pour l'innovation dans l'industrie). Il comprend les acteurs industriels suivants : le CETIM (Centre Technique des Industries Mécaniques), le CETIM-CTDEC (Centre Technique de Décolletage), l'AMICS-EPI (Association de la Mécanique Industrielle et des Constructions Spéciales). Le lien académique a été assuré par le LaBoMaP (Laboratoire Bourguignon des Matériaux et Procédés) de l'ENSAM de Cluny (Ecole Nationale Supérieure des Arts et Métiers), le LTDS (Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes) de l'ENISE (Ecole Nationale Supérieure de Saint-Etienne).

Objectifs de l'étude

Ces travaux de recherche s'inscrivent dans une démarche et une volonté des partenaires industriels de développer l'assistance cryogénique en usinage avec l'azote liquide. Cette technologie n'est actuellement utilisée, à de rares exceptions près, que dans les laboratoires. La maturité de ce type d'assistance n'est pas suffisante pour envisager un transfert industriel fiable. Le stade actuel des développements se rapproche de l'assistance jet d'eau haute pression à ses débuts. Aujourd'hui bien implantée dans les usines, cette technologie a nécessité de nombreux développements et recherches scientifiques en laboratoire. Il en est de même actuellement pour la coupe assistée par cryogénie.

Les objectifs de ces travaux de thèse sont multiples. La compréhension actuelle des phénomènes engendrés par la pulvérisation de fluide cryogénique pendant des opérations d'usinage est encore mal connue. Il paraît essentiel de connaître les réels impacts, mécaniques et thermiques, engendrés par le froid sur les matériaux et outils avant d'envisager une optimisation des procédés d'usinage.

L'assistance cryogénique en fraisage n'en est encore qu'aux prémices d'une réelle industrialisation. Cette thèse propose une étude visant à lever certains verrous technologiques propres à cette utilisation spécifique. De nombreuses problématiques doivent être résolues : acheminement du LN_2 par centre broche, séparation des phases liquides et gazeuses, optimisation des outils, instrumentation des opérations dans un environnement froid, pré-refroidissement des pièces, thermique induite par le procédé, application de l'assistance cryogénique en face de coupe et/ou dépouille, fatigue des outils, rupture fragile des matériaux, etc.

Ces démarches scientifiques et techniques doivent être capitalisées afin de transmettre à l'industriel les connaissances acquises. L'objectif est de transférer les résultats des recherches afin de continuer l'optimisation du procédé et parvenir à des situations d'industrialisation fiables et maîtrisées.

Les objectifs opérationnels de ces travaux consistent en une approche physique de l'acheminement de LN_2 vers la zone de coupe d'un alliage de Ti6Al4V par des études en mécanique des fluides associées à la thermique engendrée par l'utilisation de ce fluide cryogénique. Cette approche théorique permettra ensuite d'appliquer les connaissances acquises pour l'optimisation du transfert de LN_2 dans des outils et machines-outils à commande numérique. Une application concrète en tournage discontinu est proposée pour faire la transition vers l'opération de fraisage.

Plan du mémoire

Cette thèse s'articule autour de deux axes principaux. Le premier est une compréhension physique de l'effet d'une assistance cryogénique dans un environnement dédié à l'usinage d'alliages réfractaires. Les aspects aussi bien théoriques qu'expérimentaux sont décrits afin de parvenir à cerner la question du froid induit par la projection d'azote liquide sur les outils et éprouvettes. Le second axe concerne une approche plus pratique se déclinant en deux aspects distincts. Le projet de résolution des verrous technologiques liés à l'acheminement du LN₂ vers la zone de coupe doit être résolu et une solution de contrôle du procédé est de rigueur. Le développement d'une procédure expérimentale fiable permet, dans un second temps, d'étudier de façon répétable la coupe de matériaux réfractaires et plus précisément lors d'une opération de fraisage.

Ce mémoire s'articule autour de quatre chapitres distincts dont l'objectif est de répondre aux deux axes évoqués précédemment :

- Le premier chapitre est dédié à un état de l'art concernant les contributions de la communauté scientifique sur le sujet de l'assistance cryogénique en usinage au sens large. Afin de saisir pleinement les problématiques liées à cette assistance en usinage, les aspects théoriques et pratiques sont abordés ;
- Le second chapitre concerne une étude en mécanique des fluides et thermique de la projection de LN₂ sur les matériaux utilisés en usinage ;
- Le troisième chapitre aborde le tournage discontinu avec assistance cryogénique. L'objectif est de caractériser l'influence d'une coupe interrompue sur le cycle thermique subi par les outils ;
- Le quatrième et dernier chapitre se concentre sur l'étude du fraisage assisté par LN₂.

Enfin, une conclusion générale et des perspectives sont formulées à la suite de ces quatre chapitres. Des éléments complémentaires sont également fournis parmi les annexes présentées à la fin de ce document

Chapitre 1 : Etat de l'art : Assistance cryogénique en usinage

1.1	Enjeux de l'assistance cryogénique	16
1.1.1	Définition et origine du procédé.....	16
1.1.2	Champs d'application.....	18
1.2	Utilisation des fluides de coupe en usinage.....	19
1.2.1	Comparaison des méthodes de refroidissement et lubrification en usinage.....	19
1.2.2	Le choix de l'azote liquide pour l'assistance à l'usinage	21
1.3	L'azote liquide pour l'assistance à l'usinage	24
1.3.1	Effet Leidenfrost.....	24
1.3.2	Aspect thermique associé à la projection de LN ₂	29
1.4	Nouvelle technologie et résultats contradictoires.....	31
1.4.1	Usinage d'alliage réfractaire : le Ti6Al4V	31
1.4.2	La cryogénie sur les propriétés des matériaux.....	34
1.4.2.1	Matériaux usinant : carbure et acier rapide	34
1.4.2.2	Matériau usiné : l'alliage de Ti6Al4V	35
1.4.3	Assistance cryogénique à l'interface outil/copeaux et outil/surface usinée	36
1.4.3.1	Impact de la température	37
1.4.3.2	Comportement des outils en usure	38
1.4.3.3	Comportement tribologique : contraintes résiduelles et intégrité de surface	40
1.4.3.4	Impact sur les efforts de coupe	42
1.4.3.5	Impact de l'assistance cryogénique sur la morphologie du copeau	43
1.4.3.6	Coefficient convectif de transfert thermique.....	43
1.5	Conclusion	44

La présente étude s'inscrit dans une démarche scientifique visant à recueillir les informations nécessaires aux bases d'une réflexion avancée. L'objectif de ce premier chapitre est de comprendre les mécanismes mis en jeu lors de l'assistance cryogénique en usinage, les raisonnements et configurations mises en œuvre afin de caractériser ce procédé. Depuis plusieurs années, la communauté scientifique s'intéresse de près à cette nouvelle technologie. Les publications sont nombreuses et divergentes. Cette revue bibliographique ne se veut pas exhaustive, mais s'attache à montrer les contradictions existantes issues de l'état de l'art. Quatre parties seront développées au sein de ce premier chapitre.

Le paragraphe 1.1 propose une définition du procédé de l'assistance cryogénique en usinage, avec son champ d'application et ses perspectives. Le paragraphe 1.2 décrit les différentes utilisations des fluides de coupe pour l'assistance à l'usinage. Une revue des différentes méthodes avec leurs avantages et inconvénients est proposée. Le choix de l'azote liquide pour l'assistance au fraisage est alors expliqué. Le paragraphe 1.3 s'intéresse au fluide en lui-même. Différents aspects phénoménologiques sont décrits et servent de base pour la suite de l'étude. Enfin, le dernier paragraphe de cette bibliographie montre les différents résultats contradictoires, les avis divergents de la communauté scientifique, et propose une interprétation de ces différences.

1.1 Enjeux de l'assistance cryogénique

1.1.1 Définition et origine du procédé

La définition de la cryogénie n'est pas arrêtée. Cette notion prend un sens variable en fonction des domaines d'application et des études scientifiques. Les environnements produisant des basses températures sont généralement référencés comme cryogéniques. Le terme « cryogénie » a pour origine le mot grec « Kryos » signifiant « gel et froid ». C'est à la fin du XIX^e siècle que l'on commence à entendre parler de fluide cryogénique. Il s'agissait d'oxygène ou d'hydrogène liquéfié [Scurlock 90].

L'identification de la température cryogénique n'est pas une notion scientifiquement définie. La plupart des études marquent la frontière entre la température ambiante et la température cryogénique à -150 °C (soit 123 Kelvin). La « Cryogenic society of America » marque le passage dans le domaine du cryogénique pour des températures en-dessous de 120 K. Cependant, d'autres instituts (tel que le NIST) considèrent que les températures cryogéniques commencent à -180 °C. En effet, c'est à cette température que la plupart des gaz parfaits se liquéfient. Dans cette étude, les températures cryogéniques seront considérées en-dessous de ce seuil, l'azote liquide étant portée à ébullition à -196 °C.

L'utilisation de gaz liquéfiés comme assistance à l'usinage remonte au début du XX^e siècle avec l'utilisation du CO₂. Les ingénieurs, adoptant ce procédé, constatent dès les premières

utilisations une résistance accrue des outils à l'usure. Les premières directives sur l'application de l'ingénierie cryogénique ont été établies au début des années 80.

Malgré ces premières définitions et pratiques établies, le champ d'opération est très large. Différents chercheurs ont utilisé le terme « cryogénie » pour se référer à des températures inférieures à 0 °C, incluant principalement le CO₂. Le terme « usinage avec assistance cryogénique » a d'abord été utilisé par Uehara et Kumagi en 1968 [Uehara et al. 68]. Lors des opérations de coupe, les gaz liquides tels que l'azote, le dioxyde de carbone et l'hélium ont été utilisés comme alternatives au traditionnel lubrifiant à base d'huile et d'eau [De Chiffre et al. 07, Machai et al. 11a]. Il devient également notable que cette nouvelle technologie modifie les propriétés de l'outil de coupe et du matériau de la pièce. Ceci influe directement sur la dissipation de chaleur générée dans la zone de coupe [Tsai et al. 98]. Les scientifiques utilisant cette assistance remarquent que la cryogénie transposée dans le domaine de l'usinage a la capacité de générer des surfaces d'ingénierie tout en éliminant les dégâts induits par la chaleur du processus usinage [Yalçın et al. 09, Hong, Markus et al. 01, Hong, Zhao et al. 99].

Depuis le début des années 2000, l'application dans divers domaines de l'ingénierie et le développement des produits à haute valeur ajoutée, constitue un point majeur de la recherche scientifique. L'utilisation abondante des fluides de coupe dans les procédés de fabrication contribue à l'augmentation des prix de revient d'une pièce finie [Pusavec, Krajnik et al. 10, Klocke et al. 13].

L'utilisation moderne des fluides de coupe (émulsion à base d'huile et d'eau) est extrêmement répandue depuis le début du XX^e siècle dans l'usinage d'alliages métalliques. Ces différents liquides lubrifient la zone de coupe tout en limitant la dissipation de chaleur et en dégageant le copeau [Cassin et al. 65, El Baradie 96, Hong, Ding et al. 01]. Cela réduit donc les phénomènes d'usure d'origines chimique et thermique tout en améliorant la qualité de la pièce finale. Cependant, plusieurs études récentes montrent une relation certaine entre l'utilisation de fluide pour l'assistance à l'usinage et le développement de certaines maladies [Adler et al. 06, Shokrani Chaharsooghi et al. 14, A. Shokrani et al. 12]. Une étude réalisée par Brinksmeier [Brinksmeier et al. 15] montre l'évolution et le progrès des fluides de coupe dans le travail des métaux. Cette analyse met en évidence les différentes caractéristiques associées à chaque technologie avec leurs impacts environnementaux et sanitaires.

L'apparition des outils revêtus, dans les années 70, fait émerger la technologie de l'usinage à sec. Cependant, d'abondantes publications rapportent que cette technologie ne peut pas être utilisée pour une gamme étendue d'applications. Ce procédé est complété par des études faisant émerger le MQL (Minimum Quantity Lubrication). Cette méthode est de plus en plus présente dans les industries. Cependant la problématique environnementale persiste avec les brouillards d'huile [Weinert et al. 04, Klocke et al. 12].

1.1.2 Champs d'application

Ce projet d'étude s'inscrit dans une démarche de mise en forme par enlèvement de matière d'un alliage réfractaire, le titane Ti6Al4V, avec assistance cryogénique. C'est dans cette perspective que cette revue bibliographique s'attache, en particulier, au cas de l'usinage des alliages réfractaires. Le précédent développement a montré que l'usinage avec assistance cryogénique est une alternative durable aux méthodes conventionnelles incluant des fluides de coupe. L'azote liquéfié est utilisé pour remplacer toute autre alternative à l'assistance en usinage. Les trois principales techniques de coupe (fraisage, tournage, perçage) font l'objet d'études approfondies lors de leurs mises en œuvre avec l'assistance au froid [Ravi 14, Sadik et al. 16]. Les champs d'application de cette technologie est donc large. Ce procédé, relativement nouveau, est freiné par plusieurs verrous technologiques et scientifiques. L'utilisation de fluide cryogénique en production n'est pas anodine. La [Figure 1.1](#) décrit les quatre principaux procédés d'usinage avec une assistance cryogénique par azote liquide.




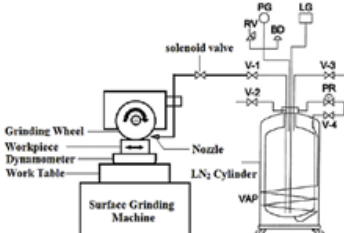
	Technique	Applications	Références
Perçage		Perçage Inconel 718	[Xia et al. 15] [Outeiro et al. 15]
Tournage		Tournage d'alliages réfractaires	Chapitre 3 [Venugopal et al. 07]
Fraisage		Fraisage d'alliages réfractaires	Chapitre 4 [Sadik et al. 16]
Rectification		Rectification d'un acier avec une meule vitrifiée	[Reddy et al. 16]

Figure 1.1 : Champs d'application de l'assistance cryogénique en usinage avec azote liquide

La [Figure 1.1](#) montre que deux formes d’acheminement d’azote liquide existent. Il s’agit de l’apport par centre broche ou par l’extérieur. Pour la technique de rectification, l’assistance cryogénique est normalement amenée par l’extérieur de l’outil, tandis que pour le fraisage, le tournage et le perçage l’azote liquide arrive par le corps de l’outil. Ces deux stratégies d’application divergentes ont un impact direct sur l’opération [Klocke et al. 13, Madanchi et al. 15].

Selon la volonté d’utilisation, il est nécessaire de distinguer deux approches décrivant les champs d’application. Les points de vue matériau usinant et matériau usiné, sont deux approches à différencier. En étudiant les moyens et méthodes nécessaires à la mise en forme d’une pièce avec assistance cryogénique, une réduction des actions nécessaires à la maintenance des machines, à leur durée de vie, ou encore au nettoyage est constatée [Kaynak et al. 14, Pu et al. 12]. Les performances fonctionnelles augmentent en conséquence. Cela traduit une consommation d’énergie plus faible et une productivité plus élevée [Umbrello et al. 12, Xia et al. 15].

Les performances de cette assistance dépendent beaucoup des conditions d’application du fluide. Selon les stratégies retenues, les grandeurs telles que les coefficients de frottement, les températures et les forces de coupe varient avec des conséquences non négligeables sur le produit fini [Rech et al. 13, Courbon et al. 13]. L’avantage majeur de l’utilisation du fluide cryogénique est une combinaison intéressante entre l’usinage à sec et un refroidissement rapide de la zone de coupe. L’utilisation de fluides cryogéniques tels que le CO_2 ou le LN_2 , engendre des mécanismes différents de génération des basses températures et exige des moyens et méthodes de mise en œuvre en rupture avec les technologies actuelles d’émulsion. Les comparaisons entre ces différentes approches scientifiques du sujet sont difficiles en raison des diversités et des difficultés de mise en place de la technologie.

Aucun standard, quant à l’utilisation de cette assistance, n’est établi. Selon le domaine d’application choisi, rapporté aux stratégies de pulvérisation de l’azote liquide dans la zone de coupe, les divergences entre auteurs sont grandes. Dans ce projet, le champ d’application a été restreint au fraisage d’alliage de Ti6Al4V. Cette technologie se révèle intéressante pour des applications de finition de matériaux réfractaires [Jerold et al. 13]. Afin de comparer et établir un domaine d’étude viable, il est nécessaire de figer le périmètre d’application et la stratégie adoptée.

1.2 Utilisation des fluides de coupe en usinage

1.2.1 Comparaison des méthodes de refroidissement et lubrification en usinage

L’objectif de l’état de l’art, est de comparer les différentes méthodes et moyens disponibles en termes de refroidissement et de lubrification en usinage. Le but n’est pas d’effectuer une liste exhaustive des différents moyens existants, mais d’inclure l’assistance cryogénique (azote liquide) comme base de comparaison. Il est nécessaire de résumer l’efficacité et les applications des différents fluides en usinage afin de comprendre la démarche dans laquelle s’inscrit la cryogénie. Les tendances

globales ressortant des différentes publications sont récapitulées dans le [Tableau 1-1](#). La base comparative de cette étude est l'azote liquide. L'assistance cryogénique se distingue de tous les autres moyens de refroidissement et de lubrification par plusieurs critères. Le pouvoir refroidissant est excellent ($c_p = 2\text{kJ/kg.K}$ à 77 K), et la qualité de surface de la pièce produite est meilleure, de l'ordre de 20% par rapport à l'usinage à sec [Dhar et al. 01]. D'un point de vue environnemental, l'assistance à l'usinage par LN_2 est une des meilleures solutions. L'impact environnemental sur la santé est minimisé [Pusavec et al. 10].

Effets des stratégies de refroidissement et de lubrification		Emulsion	Sec	MQL	Cryogénique		
					LN_2	CO_2	MQL+ LN_2
Primaire	Refroidissement	Bon	Mauvais	Variable	Excellent	Bon	Excellent
	Lubrification	Excellent	Mauvais	Excellent	Variable	Variable	Excellent
	Enlèvement copeaux	Bon	Bon	Variable	Bon	Bon	Bon
	Durée de vie des outils	Bon	Mauvais	Variable	Excellent	Bon	Bon
Secondaire	Refroidissement de la machine	Bon	Mauvais	Mauvais	Variable	Variable	Variable
	Refroidissement de la pièce	Bon	Mauvais	Mauvais	Bon	Bon	Bon
	Contrôle de la pulvérisation	Bon	Mauvais	Variable	Variable	Variable	Variable
	Intégrité de surface	Bon	Mauvais	Variable	Excellent	Bon	Excellent
Durabilité du procédé		Polluant, coût élevé	Endommagements thermiques	Vapeurs d'huile nocives	Référence	Difficultés technologiques	Vapeurs d'huile, difficultés technologiques

Tableau 1-1 : Comparaison des différentes stratégies de refroidissement et de lubrification (adaptée de Jawahir et al. [Jawahir et al. 16])

De nombreux autres critères pourraient être pris en compte pour comparer ces différentes méthodes de refroidissement et lubrification en usinage. Cependant, en raison de la divergence des résultats dans la littérature scientifique, comme par exemple l'évaluation du coefficient convectif de transfert de chaleur [Hriberšek et al. 16, Jin et al. 09], les bases de comparaisons ne sont pas évidentes ni standards. Ce tableau ne reflète donc qu'une tendance générale sans critère établi.

Un des facteurs limitant la mise en place d'assistance à l'usinage est la faisabilité technologique. Depuis l'usinage à sec, jusqu'à la méthode hybride $\text{LN}_2 + \text{MQL}$, en passant par le CO_2 , la solution technologique est totalement différente d'un procédé à l'autre. L'implication de

liquides froids comme solution de refroidissement et de lubrification nécessite des précautions particulières. L'acheminement par le centre broche ne peut se faire qu'avec des moyens adaptés et une confiance effective en cette technique. En effet, l'utilisation de fluides à des températures inférieures à $-50\text{ }^{\circ}\text{C}$ pose des problèmes de corrosion des éléments machine ou encore des difficultés de manipulation du LN_2 .

1.2.2 Le choix de l'azote liquide pour l'assistance à l'usinage

Les fluides de coupe sont partie intégrante du procédé d'usinage. Les développements précédents ont permis de mettre en évidence que l'azote liquide permet un bon compromis entre la qualité de la pièce usinée, l'impact environnemental et la pluralité des champs d'application disponibles. Le rôle de ces lubrifiants réfrigérants est défini selon plusieurs points :

- Evacuer la chaleur générée par la coupe. Maintenir la machine et la pièce à des températures plus basses ;
- Diminuer le coefficient de frottement à l'interface outils/pièces ainsi que les phénomènes d'adhésion ;
- Fragmenter le copeau ;
- Évacuer le copeau de la zone de coupe.

Les fluides de coupe les plus présents sur le marché sont : les huiles entières, l'émulsion, les aérosols et les gaz. L'azote liquide est le fluide cryogénique le plus utilisé dans l'industrie. Ce gaz se solidifie à $-210\text{ }^{\circ}\text{C}$ et bout à $-196\text{ }^{\circ}\text{C}$ [Kaganer et al. 67]. C'est un gaz omniprésent (78 % de l'air ambiant), incolore, inodore, non toxique et inerte. Il est obtenu par distillation fractionnée de l'air [Yildiz et al. 08]. Sa production peu coûteuse [Pusavec, Kramar et al. 10] et son abondance expliquent cette forte utilisation.

Le but principal de l'utilisation des gaz ou des liquides cryogéniques en usinage est de réduire la température élevée, générée au cours du processus de fabrication, et aider à dissiper la chaleur par diffusion thermique. En effet, une grande partie de l'énergie consommée pendant la coupe du matériau se transforme en chaleur dans la zone de coupe [Welsch et al. 93]. Ce phénomène est particulièrement important lors de l'usinage de matériaux réfractaires, comme le Ti6Al4V ou encore l'Inconel 718. La faible conductivité thermique résulte, en valeur, de la température élevée de la zone de coupe. [Hong et al. 99, Ezugwu et al. 99, Baudouy et al. 14].

Cette température locale élevée affecte la durée de vie de l'outil, la finition et la tolérance géométrique de la pièce usinée. Le titane est un matériau pyrophorique. La non-maîtrise des conditions de coupe et un échauffement élevé du matériau peut engendrer l'apparition d'un feu de métaux. C'est dans cette voie que l'assistance cryogénique prend tout son sens. En plus de ces avantages thermiques, la plupart des travaux de recherche ont démontré que l'utilisation des fluides cryogéniques conduit à des améliorations dans divers aspects de l'usinage et dans la qualité finale de

la pièce. Cependant, les risques liés à son utilisation sont sérieux en raison de l'appauvrissement en oxygène de l'air ambiant à l'échelle de l'opérateur.

Le nombre de publications concernant l'usinage assisté par cryogénie a donc considérablement augmenté ces dernières années. L'intérêt suscité par cette technologie est grandissant.

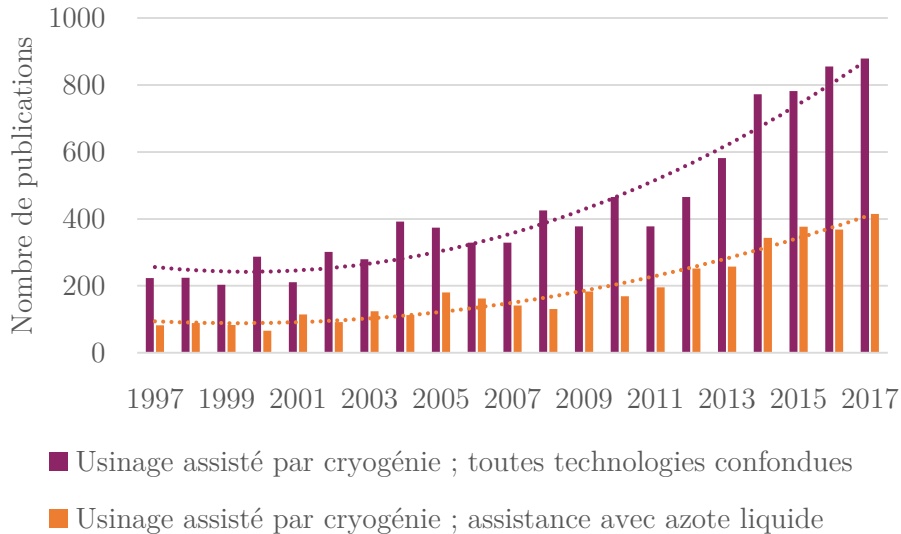


Figure 1.2 : Nombre de publications concernant l'usinage sous assistance cryogénique (mots clés via www.sciencedirect.com)

La Figure 1.2 présente le nombre de publications sur ces 20 dernières années avec les mots clés « Cryogenic assisted machining » et « Cryogenic assisted machining, liquid nitrogen ». La quantité de publications sur le sujet est conséquente et montre l'engouement suscité pour cette technologie. Cependant, comme expliqué au paragraphe précédent, il est difficile de comparer les différentes assistances à l'usinage entre elles sans bases réelles. Ceci s'explique par les différents niveaux de maturité et par les rapports facilités/coûts de mise en place des projets.

Il est possible d'évaluer la maturité d'une technologie par un diagramme TRL (Technology Readiness Level) représenté en Figure 1.3. Cette revue bibliographique permet de situer l'assistance cryogénique par azote liquide en usinage entre les niveaux 4 et 5. Le développement de la technologie de l'acheminement et la maîtrise du procédé est en cours [Pusavec et al. 10]. L'environnement de travail est aujourd'hui mature dans les laboratoires et en voie d'industrialisation. Pour l'assistance au CO₂, la technique est plus évoluée et permet de fabriquer en série des pièces à haute valeur ajoutée [Cordes et al. 14]. L'assistance avec gaz carbonique est en plein essor, mais les résultats restent peu significatifs comparés aux attentes de l'azote liquide [Islam et al. 13, Jerold et al. 13, Machai et al. 11].

Ce diagramme permet de situer ces travaux de thèse dans une phase établie entre les compréhensions fondamentales associées à l'utilisation d'azote liquide en usinage et le transfert technologique. La phase de développement en laboratoire n'est pas terminée et nombre de questions relatives à l'intérêt de cette assistance restent en suspens. Des résultats contradictoires dans la littérature, des divergences de points de vue et la non-maîtrise de tous les aspects phénoménologiques en amont au transfert industriel, conduisent à des incertitudes quant à cette nouvelle technologie. C'est autour de cette problématique que s'inscrit le déroulement de la thèse.

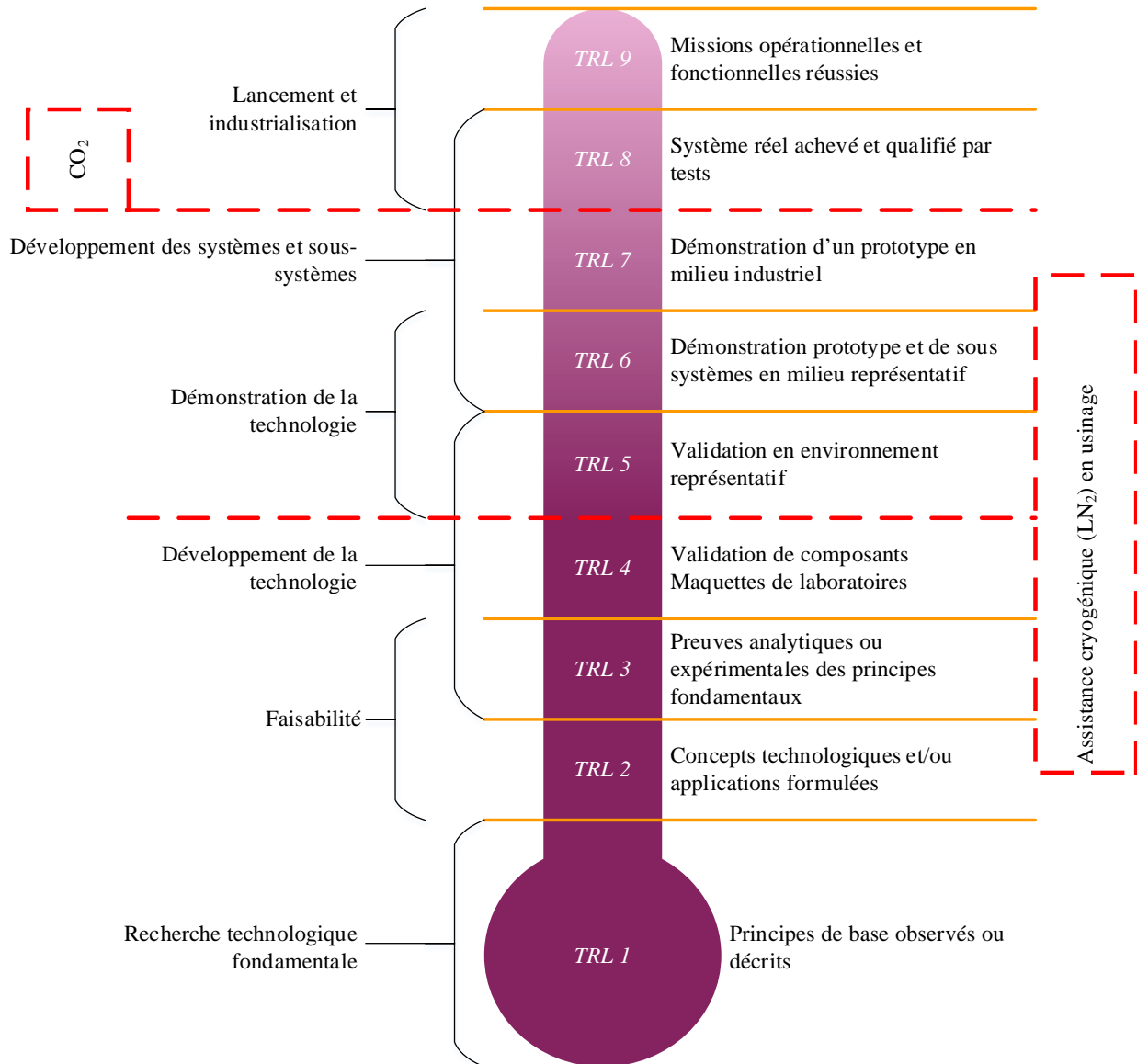


Figure 1.3 : Diagramme TRL (Technology Readiness Level) de l'assistance cryogénique en usinage

1.3 L'azote liquide pour l'assistance à l'usinage

1.3.1 Effet Leidenfrost

Le phénomène appelé « caléfaction » est identifié par l'effet Leidenfrost du nom du médecin allemand Johann G. Leidenfrost qui consacra une partie de ses travaux durant le XVIIIe siècle à ce phénomène physique [Leidenfrost 56].

L'effet Leidenfrost est un phénomène qui met en caléfaction une goutte d'un liquide sur un matériau ayant une différence de température élevée. Une fine pellicule de gaz se crée entre la goutte et le matériau, l'isolant ainsi de tout contact physique. Il s'agit d'une manifestation mécanique de transfert thermique et du changement de phase liquide impactant un solide. Lorsque cette valeur est supérieure à la température de Leidenfrost (T_{Leid}) une couche de vapeur apparaît entre la goutte et le substrat, empêchant ainsi un contact direct entre le liquide et le solide. Ce phénomène retarde l'évaporation de la goutte et modifie les modes de transfert thermique entre le fluide et la paroi.

Ce phénomène peut être expérimenté en projetant une goutte d'eau sur une plaque très chaude. La phase liquide ne s'évapore pas instantanément mais possède une durée de vie plus élevée en raison du film de vapeur créée entre le liquide et la source chaude. Le même phénomène se produit en projetant de l'azote liquide ($-196\text{ }^{\circ}\text{C}$) sur une paroi métallique à température ambiante.

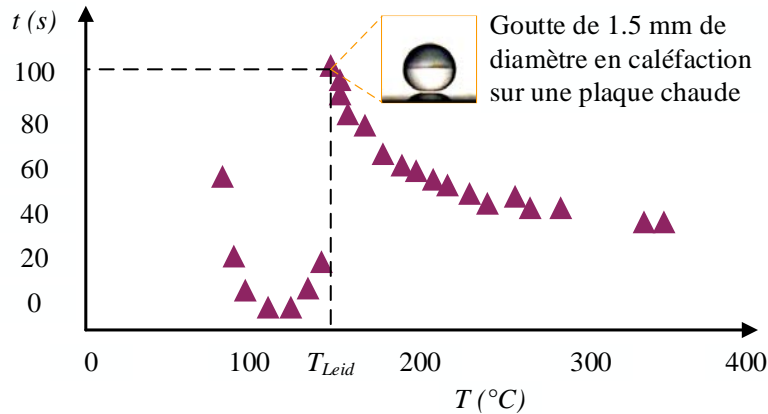
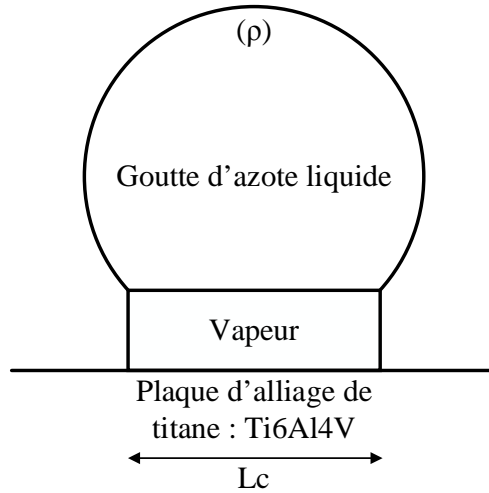


Figure 1.4 : Durée de vie d'une goutte d'eau en fonction de la température du substrat. (repris et adapté de Biance et al. [Biance et al. 03])

Le temps nécessaire à l'évaporation totale d'une goutte de volume donné en fonction de la température du substrat passe par un maximum appelé température de Leidenfrost (T_{Leid}). La Figure 1.4 montre qu'il est de l'ordre de la minute. Connaître cette donnée est un paramètre important dans tous les procédés de transfert thermique, omniprésents dans l'industrie [Piroird 11].

Ce principe physique, illustré par la [Figure 1.4](#), avec la goutte d'eau en caléfaction, met en évidence une problématique lors de la projection d'azote liquide sur un support à température ambiante. Il n'y a aucun contact entre la pièce et le fluide si ce dernier n'est pas projeté avec une certaine vitesse ou avec une différence de température trop grande entre fluide et substrat. Ce phénomène est schématisé par la [Figure 1.5](#).



[Figure 1.5](#) : Schématisation de l'effet Leidenfrost lors de la projection d'azote sur une plaque d'alliage de titane à température ambiante

D'après Gottfried et Wang [Gottfried et al. 66, A.-B. Wang et al. 00], la température de Leidenfrost d'un liquide semble dépendre de la surface utilisée et de la façon dont la goutte est déposée. La température de Leidenfrost est indépendante de la dynamique de l'impact. Les auteurs introduisent le paramètre T_{dry} en plus de T_{Leid} correspondant à la température à laquelle la goutte ne touche pas la paroi. Le plus fréquemment, il est admis que $T_{\text{dry}} = T_{\text{Leid}}$. Il est également nécessaire d'introduire le nombre de Weber permettant certaines comparaisons et relations. Il s'agit d'un nombre adimensionnel utilisé en mécanique des fluides pour caractériser l'écoulement des liquides à l'interface d'un système multiphasique. Il correspond au rapport des forces d'inertie et de tension superficielle.

$$W_e = \frac{\rho v^2 L_c}{\sigma} \quad (1)$$

Avec : ρ = masse volumique du liquide

σ = tension superficielle de surface

v = vitesse d'impact de la goutte sur la surface

L_c = longueur caractéristique de contact

Si l'hypothèse $T_{dry} = T_{Leid}$ est vraie pour des impacts avec un nombre de Weber assimilable à zéro ($W_e \sim 0$), pour des vitesses d'impact plus grandes $T_{dry} < T_{Leid}$. Par déduction, la classification des régimes liés au transfert thermique n'est pas assimilable aux régimes dynamiques. Le [Tableau 1-2](#) résume cette classification.

a)

Evaporation	Ebullition Nucléée	Transition	Régime Liedenfrost
Paroi froide	Paroi chaude	Paroi chaude	Paroi chaude
$T_{\text{ébullition}}$		T_{Nuki}	T_{Leid}

b)

Mouillage	Ebullition + contact paroi	Transition	Pas de contact goutte/paroi
Paroi froide	Paroi chaude	Paroi chaude	Paroi chaude
$T_{\text{ébullition}}$		T_{Nuki}	T_{Leid}

[Tableau 1-2](#) : a) Classification des régimes d'impact en fonction des transferts thermiques b) Classification des régimes d'impact en fonction des régimes dynamiques de l'impact [A.-B. Wang et al. 00, Rueda Villegas 13]

La température de Nukiyama (T_{Nuki}) correspond à la température durant laquelle la durée de vie de la goutte est la plus courte et le débit de vaporisation maximal.

Plusieurs études montrent que la température de Leidenfrost dépend des propriétés mécaniques et thermiques du substrat tels que l'état de surface, la conductivité thermique, ou encore la capacité thermique. Les propriétés du liquide et la façon de déposer la goutte sont également des éléments déterminants dans la durée de vie du fluide [Biance et al. 03]. Quantifier ces changements thermiques et en identifier les modes d'action sont des points essentiels lors de l'usinage sous assistance cryogénique. Il est donc nécessaire de connaître et déterminer les températures de Nukiyama et Leidenfrost. La maîtrise du procédé commence par l'anticipation des réactions thermomécaniques du lubrifiant.

Sur la [Figure 1.6](#) le flux de chaleur maximal en ébullition nucléée est bien plus grand que le flux de chaleur minimal en ébullition pelliculaire. Cowley et Tanaka [Tanaka et al. 09, Cowley et al. 62b, Cowley et al. 62a] ont montré que la différence de température entre une surface et un liquide cryogénique pourrait être réduite rapidement en plaçant un revêtement mince sur la surface à refroidir.

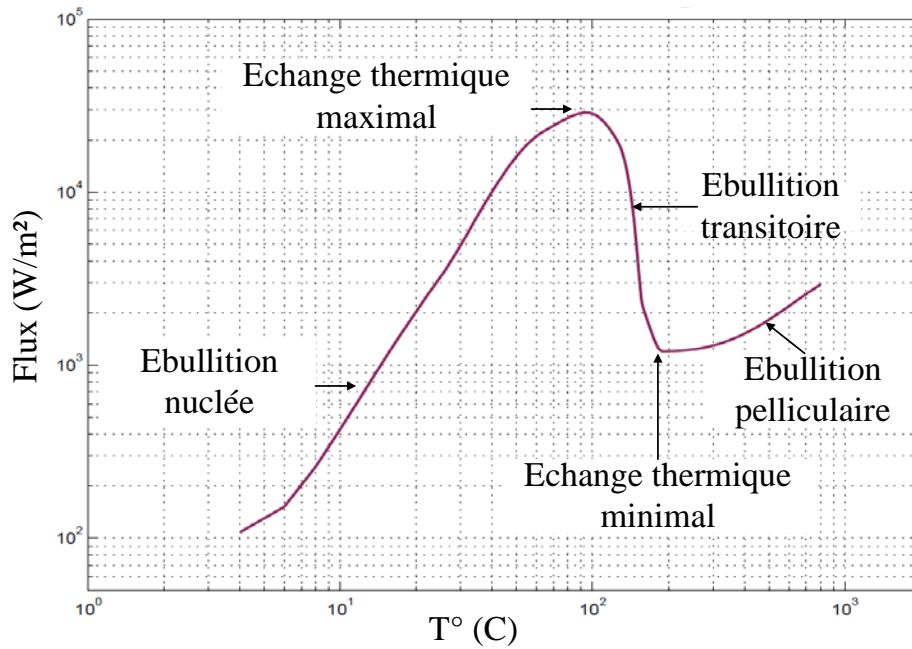


Figure 1.6 : Courbe d'ébullition de l'azote liquide (repris et adapté de Barron [Barron 99])

Plusieurs paramètres influencent les effets résultants de l'impact d'un fluide sur des parois avec une différence de température importante [Dewitte 06] :

- Vitesse d'impact
- Angle d'incidence
- Tension de surface
- Viscosité du fluide
- Rugosité de la paroi
- Mouillabilité de la paroi
- Diamètre des gouttes

Dans le cas de l'assistance cryogénique en usinage, un des paramètres les plus importants à maîtriser est la vitesse d'impact du fluide sur le matériau. Cette dernière est une conséquence directe de l'acheminement de l'azote liquide vers la zone de coupe en termes de débit, pression et direction du jet. Si l'influence de la vitesse de sortie de l'azote liquide sur le comportement des gouttes est étudiée, la perte de quantité de mouvement est le facteur global résumant la problématique à cette échelle.

Il peut être défini par l'équation (2) :

$$L = \frac{mV_1^n - mV_2^n}{mV_1^n} \quad (2)$$

Où m est la masse de la goutte et V_1^n, V_2^n les vitesses normales respectivement avant et après impact.

Karl et al. [Karl et al. 00] ont observé que la vitesse tangentielle à la paroi demeure constante quel que soit l'angle d'incidence, alors que la vitesse normale diminue quand l'angle change. Cette perte de quantité de mouvement peut également être corrélée à un nombre de Weber inférieur à 25. Les déformations de la goutte dépendent également du nombre de Weber et notamment du rayon d'étalement maximal quand ce dernier augmente. Ceci a été confirmé par Chiu et al. [Chiu et al. 05] en ajoutant que la perte de quantité de mouvement L augmente quand le nombre de Weber augmente.

D'un point de vue thermodynamique, lors du changement d'état liquide/gaz, le liquide peut se retrouver dans un état métastable et avoir une température dépassant la température d'ébullition sans pour autant se vaporiser. Energétiquement, le bilan serait plus favorable si le liquide s'évaporait, mais rien n'amorce cette vaporisation. Ce phénomène est appelé surcondensation. Cependant, pour des raisons mécaniques et cinétiques, l'azote liquide ne peut plus rester dans cet état et la transition de phase apparaît. C'est ce que révèle Spiegler [Spiegler et al. 63] en identifiant cette température à celle de Leidenfrost.

Cette partie consacrée aux effets thermo-physiques de la projection d'azote liquide sur une paroi avec une différence de température importante, nous permet de cibler plusieurs points importants dans la suite des travaux de thèse :

- Selon les différences de température et les méthodes de projection, la caléfaction empêche le liquide d'interagir sur une paroi [Rueda Villegas 13] ;
- La diffusion thermique dans les substrats n'est pas homogène [Piroird 11] ;
- Les paramètres mécaniques des parois tels que l'état de surface ou la géométrie, influent sur le comportement du liquide [Thornton 14].

Sur un aspect expérimental et numérique, le phénomène de caléfaction est à prendre en compte en fonction des paramètres d'entrée du plan d'expériences. Cela soulève des questions sur la thermique associée à la projection d'azote liquide dans la zone de coupe. Afin de tenter d'apporter des précisions, une résolution analytique de l'équation de la chaleur est proposée.

1.3.2 Aspect thermique associé à la projection de LN₂

Cette partie est consacrée à la résolution analytique de l'équation de la chaleur dans le cas d'une projection d'azote liquide sur une paroi. Le but est la recherche d'une identification mathématique des phénomènes thermiques associés à cette démarche.

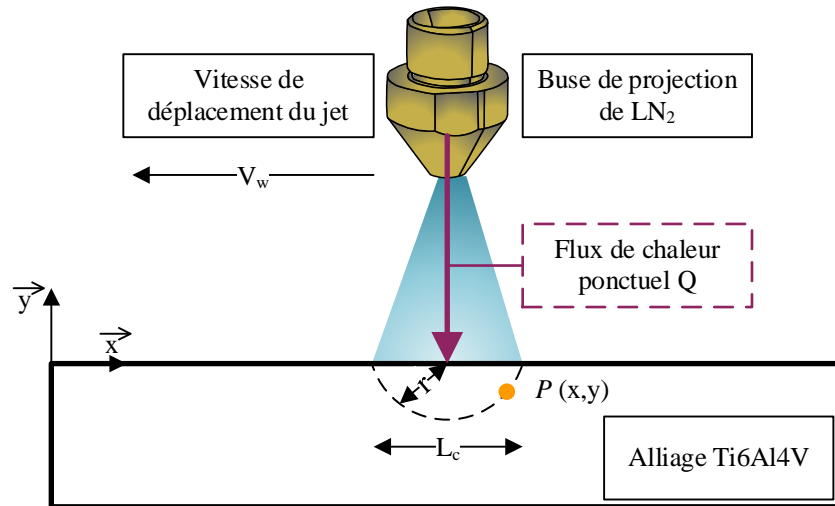


Figure 1.7 : Projection d'azote liquide sur une paroi

Problématique : Calcul de la température de la paroi en tout point $P(x,y)$ au passage d'un flux ponctuel cryogénique.

Equation de la chaleur associée :

$$-\rho \frac{dH}{dt} + \text{div}(\lambda \overrightarrow{\text{grad}}(T)) + Q = 0 \quad (3)$$

Avec:

ρ = Masse volumique (kg/m³)

H = Enthalpie spécifique (J)

λ = Conductivité thermique (W/m.K)

T = Champ de température recherché (°C)

Q = Chaleur interne

V_w = Vitesse de déplacement du jet

r = Rayon entre le centre de la source et le point de calcul M

Pour un cas simple en 2 dimensions avec une conductivité thermique du matériau supposé constante et pas de chaleur interne : $Q = 0$ et $\lambda = cste$

$$-\rho CV \frac{dT}{dx} + \lambda \left(\frac{d^2T}{dx^2} + \frac{d^2T}{dy^2} \right) = 0 \quad (4)$$

La température est de la forme :

$$T = T_0 + e^{-\frac{\rho CV}{2\lambda}x} \times \varnothing(x, y) \quad (5)$$

Avec $\varnothing(x, y)$ une fonction inconnue à déterminer, T_0 la température initiale du système et C la capacité calorifique du matériau.

Calcul des gradients de température :

$$\frac{dT}{dx} = e^{-\frac{\rho CV}{2\lambda}x} \cdot \left(-\frac{\rho CV}{2\lambda} \varnothing + \frac{d\varnothing}{dx} \right)$$

$$\frac{d^2T}{dx^2} = e^{-\frac{\rho CV}{2\lambda}x} \cdot \left(\left(-\frac{\rho CV}{2\lambda} \right)^2 \varnothing - \frac{d\varnothing}{dx} \cdot \frac{\rho CV}{2\lambda} + \frac{d^2\varnothing}{dx^2} \right)$$

$$\frac{dT}{dy} = e^{-\frac{\rho CV}{2\lambda}x} \cdot \frac{d\varnothing}{dy}$$

$$\frac{d^2T}{dx^2} = e^{-\frac{\rho CV}{2\lambda}x} \cdot \frac{d^2\varnothing}{dy^2}$$

En combinant le calcul des gradients avec l'équation de la chaleur rapportée à la problématique initiale, il vient :

$$\left(\frac{\rho CV}{2\lambda} \right)^2 \varnothing = \frac{d^2\varnothing}{dx^2} + \frac{d^2\varnothing}{dy^2}$$

Par un passage aux coordonnées cylindriques $r = \sqrt{(x^2 + y^2)}$:

$$\frac{d^2\varnothing}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{d\varnothing}{dr} + \frac{1}{r} \frac{d^2\varnothing}{d\varnothing^2} - \left(\frac{\rho CV}{2\lambda} \right)^2 \varnothing = 0$$

En considérant que \varnothing ne dépend que de r : (d'après [Carslaw et al. 86])

$$\frac{d^2\varnothing}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{d\varnothing}{dr} = \left(\frac{\rho CV}{2\lambda} \right)^2 \varnothing$$

Il s'agit d'une équation différentielle de Bessel modifiée de seconde espèce et du second ordre. La solution s'exprime par la fonction de Bessel $K_0\left(\frac{\rho CV}{2\lambda}\right)$.

Le résultat est alors :

$$T = T_0 + \frac{Q}{\pi\lambda} e^{-\frac{\rho CV}{2\lambda}} \cdot K_0\left(\frac{\rho CV_w r}{2}\right) \quad (6)$$

1.4 Nouvelle technologie et résultats contradictoires

1.4.1 Usinage d'alliage réfractaire : le Ti6Al4V

Les alliages à base de titane conservent de bonnes caractéristiques mécaniques (résistance élevée par rapport à la masse) jusqu'à 600°C restant excellentes en températures cryogéniques [Combres 99]. Par rapport aux alliages à base de nickel, les alliages de titane offrent une densité significativement plus faible avec une ténacité légèrement plus faible (à 25°C, la densité du Ti6Al4V est deux fois moindre que celle d'un Inconel 718). Cependant, la résistance aux hautes températures et la température maximale de fonctionnement des alliages de titane sont inférieures à celles des alliages à base de nickel. C'est pourquoi les alliages de titane sont utilisés dans les zones de basse température [Klocke et al. 12].

Les alliages de titane sont difficiles à usiner en raison de leurs propriétés mécaniques et physiques particulières. Leur résistance mécanique est élevée et leur allongement à la rupture est en général réduit. En raison de la faible conductivité thermique des alliages de titane (10 à 20% de celle de la majorité des aciers), seule une partie mineure de la chaleur générée lors de la coupe est évacuée par les copeaux.

Au cours de l'usinage d'un alliage de titane, la chaleur engendrée par la coupe est supérieure de 20 à 30% par rapport à l'usinage d'un acier courant (conductivité thermique de 6.7 W/m.K pour un alliage Ti6Al4V contre 50.2 W/m.K pour un acier faiblement allié à 293 K) [Courbon et al. 13]. En plus d'une charge thermique élevée imposée aux outils, les alliages de titane ont une forte adhésion sur les outils de coupe. Toutes ces propriétés se traduisent par des vitesses de coupe applicables réduites en raison de l'usure excessive des outils, des temps d'usinage longs, et donc des coûts de fabrication élevés [Welsch et al. 93, Collings 84].

Pendant de nombreuses années, le pourcentage de composants mécaniques fabriqués à partir d'alliages de titane, ainsi que les composites à matrice renforcée de fibre, s'est accru. Par conséquent, une hausse de la productivité lors de l'usinage de ces alliages est de plus en plus importante [Leyens et al. 03].

Le titane existe sous deux formes cristallographiques [Balasubramanian et al. 02] et est illustré par la [Figure 1.8](#) :

- HCP (Hexagonal Close-Packed) : appelé aussi phase α
- BCC (Body-Centered Cubic) : appelé aussi phase β

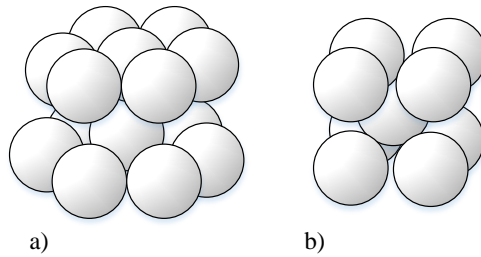


Figure 1.8 : Structure cristalline du titane: a) HCP b) BCC (adapté de Donachie et al. [Donachie 88])

A température ambiante, la phase dominante dans le titane est la phase α . Le titane pur est uniquement constitué de phase α . Au-delà de 883°C, cette structure cristallographique change et se transforme en phase β . La température de transition α vers β est appelée transus β (T_β). Pour les alliages, cette température dépend des éléments d'addition.

Les différents alliages de titane sont classés en trois familles selon les proportions de phases, de leur retenue à température ambiante, et en supposant un ajout des éléments additifs alphasènes et betagènes :

- Les alliages α uniquement constitués de phase α
- Les alliages β uniquement constitués de phase β
- Les alliages $\alpha+\beta$: La classe de ces éléments est très large. On les distingue alors en trois « sous classes » selon la proportion de phase β à l'équilibre.
 - Quasi α : proche des alliages α , ils possèdent une teneur en phase β inférieure à 5% ;
 - $\alpha + \beta$: alliage dont la teneur en phase α est comprise entre 5% et 20% ;
 - Quasi β : alliage possédant peu de phase α .

Les éléments additifs marquent les alliages de titane en termes de transus et, par conséquent influent sur le diagramme d'équilibre. La Figure 1.9 illustre les phases du titane en fonction de ses différentes propriétés générales. L'ajout d'alphasènes et betagènes modifie les propriétés du titane.

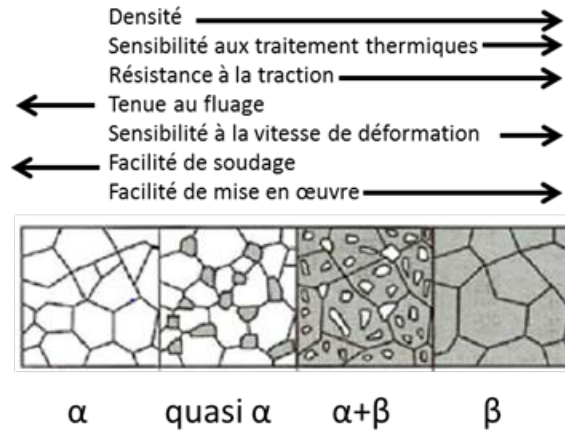


Figure 1.9 : Phases et propriétés du titane

La caractérisation d'un titane se fait essentiellement sur sa composition chimique, mais également des cinétiques de refroidissement lors des transformations cristallographiques. La cinétique induite lors d'une variation de température d'un alliage $\alpha + \beta$ modifie la microstructure en agissant directement sur sa finesse morphologique. Pour les alliages du type α ou $\alpha + \beta$, un refroidissement rapide de la phase conduit à une structure aiguillée fine. A l'inverse, si la vitesse de refroidissement diminue, les aiguilles augmentent de diamètre et se transforment alors en lamelles, d'épaisseur de plus en plus importante [Ramirez 17], illustré en Figure 1.10.

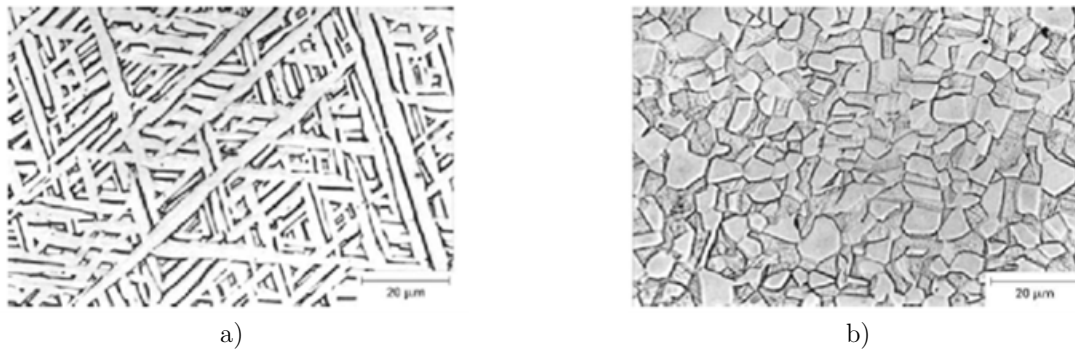


Figure 1.10 : Structure cristallographique d'un Ti6Al4V a) structure lamellaire ; b) structure équiaxe ; [Combres 99]

Le titane et ses alliages possèdent des caractéristiques thermomécaniques remarquables et supérieures par rapport à d'autres métaux courants de l'industrie mécanique (cf. Tableau 2).

- Faible masse volumique (4.5 g/cm^3), soit 40% inférieure à celle d'un C45 ;
- Faible module d'Young ;
- Bonne résistance à la corrosion ;
- Faible coefficient de dilatation ;
- Caractéristiques mécaniques élevées conservées jusqu'à une température de plus de 600 °C ;

- Métal amagnétique ;
- Faible conductivité thermique.

Le matériau de référence dans cette étude est imposé. Il s'agit d'un alliage $\alpha + \beta$: le Ti6Al4V. Cet alliage est un des plus utilisé parmi les nombreuses gammes de titane présentes sur le marché. En termes de distribution mondiale, il représente plus de 50% des échanges. L'industrie aérospatiale est un des secteurs consommant le plus ce produit. (environ 80% du marché mondial). Les autres utilisateurs de Ti6Al4V sont l'industrie médicale (fabrication de prothèses) ou encore les sports mécaniques [Welsch et al. 93]. En effet, un atout majeur de cet alliage est un ratio masse/caractéristiques mécaniques très intéressant.

Les [Tableau 1](#) et [Tableau 2](#) présentent respectivement les propriétés chimiques et mécaniques de cet alliage.

Ti	Al	V	Fe	O	C	N	H
90	5.5-6.75	3.5-4.5	0.3 max.	0.2 max.	0.1 max.	0.05 max.	0.01 max.

[Tableau 1](#) : Composition chimique (%) d'un Ti6Al4V [Donachie 88]

Propriétés	Valeurs
Densité, ρ (kg/m ³)	4430
Module d'Young, E(GPa)	113.8
Coefficient de Poisson, ν	0.342
Résistance à la traction, σ (MPa)	950
Elongation à la rupture, A	14%
Conductivité thermique, λ (W.m ⁻¹ .C ⁻¹)	6.7
Capacité thermique, C_p (J.kg ⁻¹ .C ⁻¹)	526.3
Coefficient d'expansion thermique à 20,250, 500°C (10 ⁻⁶ .°C ⁻¹)	8.6, 9.2, 9.7
Ténacité à la rupture, K_c (MPa.m ^{1/2})	75
Température de fusion, T_m (°C)	1660
Température de transus beta, T_β (°C)	980

[Tableau 2](#) : Propriétés mécaniques d'un Ti6Al4V [Campbell 08, Collings 84]

1.4.2 La cryogénie sur les propriétés des matériaux

1.4.2.1 Matériaux usinant : carbure et acier rapide

Les propriétés mécaniques de plusieurs grades d'outils de coupe, notamment des alliages carbure-cobalt, ont été étudiées par Hong [Hong et al. 93] dans un environnement cryogénique. Les essais de dureté présentés dans ces travaux montrent une augmentation de la dureté du matériau coupant de l'ordre de 60% à température cryogénique (LN₂ à -120°C) comparée à une température ambiante (25°C). Les nuances de carbure étudiées montrent également une résilience accrue (+15%)

et une meilleure résistance à la rupture transversale (+25%). L'étude de Shokrani [Shokrani et al. 12] a également démontré que le comportement mécanique des outils carbure est amélioré en température cryogénique. Il observe une augmentation de la dureté de surface des revêtements carbure de l'ordre de 40% sous assistance cryogénique, alors que la durée de vie de ces derniers diminue de l'ordre de 10%.

1.4.2.2 Matériau usiné : l'alliage de Ti6Al4V

La [Figure 1.11](#) présente les propriétés du titane à basse température. Il apparaît que :

- Le module d'élasticité du Ti6Al4V reste constant à basse température ;
- L'allongement à la rupture du Ti6Al4V est croissant en fonction d'une augmentation de température ;
- L'énergie de rupture du Ti6Al4V est constante à basse température ;
- La limite de fatigue du Ti6Al4V est décroissante à basse température ;
- La limite d'élasticité du Ti6Al4V est plus élevée à basse température ;
- La limite de rupture du Ti6Al4V est plus élevée à basse température.

Les deux derniers points sont peu favorables à l'usinage de cet alliage avec assistance cryogénique.

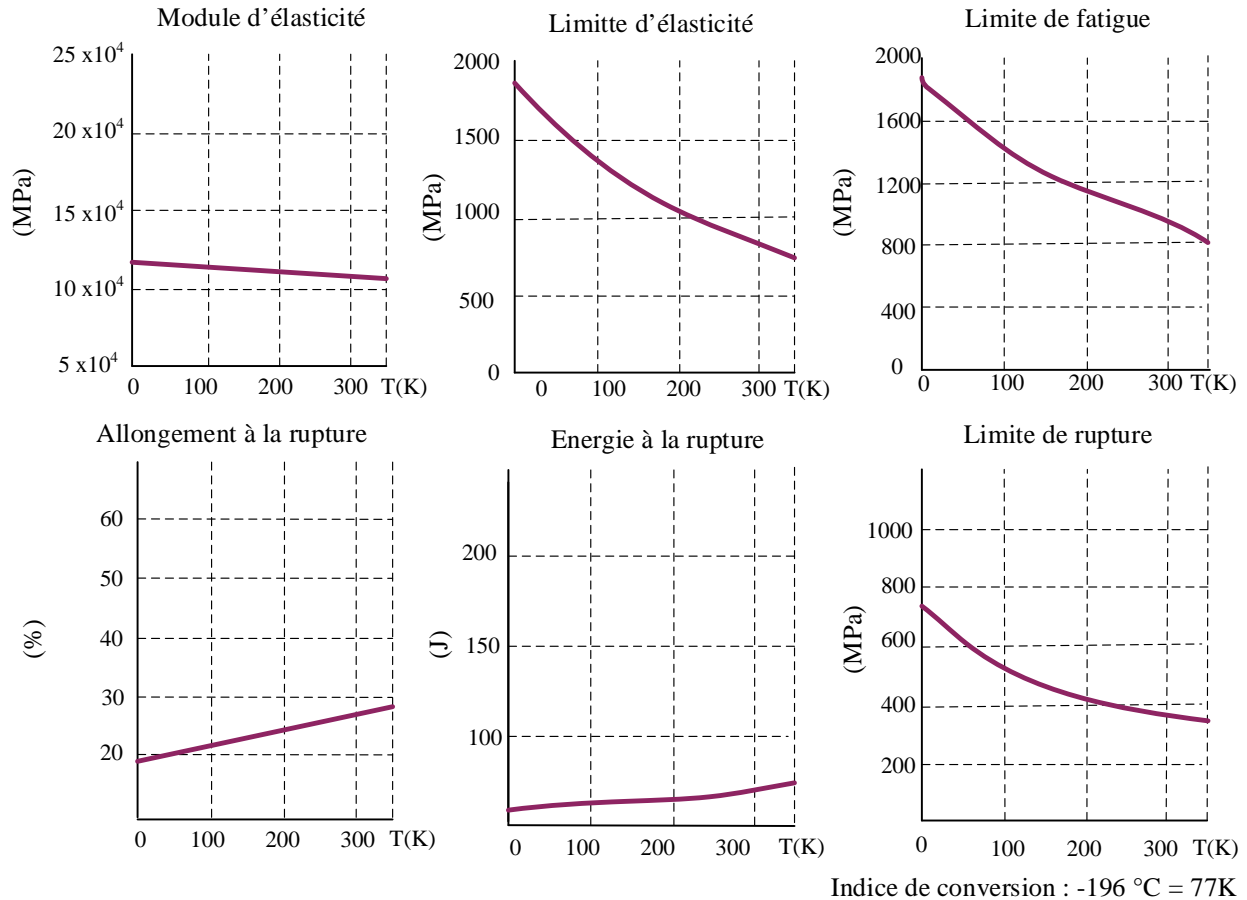


Figure 1.11 : Propriétés du Ti6Al4V à basse température (adapté de Locatelli [Locatelli et al. 93])

Une étude réalisée sur le même alliage par Hong [Hong et al. 01] montre qu'en effet, la résistance à la traction et la limite d'élasticité augmentent avec la diminution de température, telle que l'illustre la Figure 1.11. Il faut noter que la majorité des études traitant du comportement des matériaux en usinage sous assistance cryogénique concerne les aciers ou l'Inconel. Il est possible de faire des parallèles entre l'étude d'aciers réfractaires ou austénitiques et le titane [Hong, Zhao et al. 99, Hong, Markus et al. 01, Umbrello et al. 12].

1.4.3 Assistance cryogénique à l'interface outil/copeaux et outil/surface usinée

Dans ce travail bibliographique, il est important de noter que les résultats scientifiques présentés dans les publications sont parfois contradictoires. En effet, les comparaisons réalisées en termes d'outils, de méthode de lubrification, de mesures ou encore du type d'opérations, ne sont parfois que peu exploitables et ne reflètent pas un apport essentiel à la compréhension physique ou expérimentale des phénomènes engendrés par l'assistance cryogénique en usinage. Cette technologie de projection d'azote liquide sur un procédé de fabrication n'est pas mature. Le recul sur ces méthodes de lubrification/refroidissement n'est pas encore suffisant pour assurer une compréhension

efficace de l'influence des paramètres de coupe. La culture et les connaissances en la matière sont trop récentes pour permettre de maîtriser le sujet dans sa globalité.

1.4.3.1 Impact de la température

L'élévation de la température à l'interface outil/matière est conséquente lors de l'usinage de matériaux réfractaires. La faible conductivité thermique de ces alliages en est la raison principale. La projection d'azote liquide lors de l'usinage peut donc être une bonne option pour limiter l'élévation de température. Des chercheurs tels que Hong ou Bermingham [Hong et al 01, Hong, Markus et al. 01, Bermingham et al. 12] ont montré l'influence majeure de la distribution thermique de la coupe sur l'usure des outils. Hong démontre la possibilité de réduire significativement la température à l'interface outil/copeau par l'assistance cryogénique.

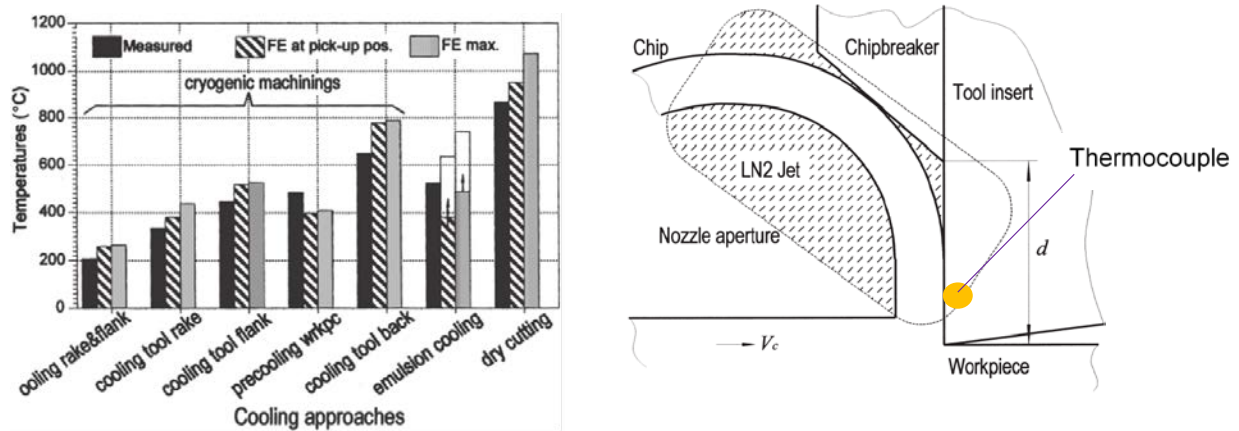


Figure 1.12 : Comparatif des stratégies de lubrification du Ti6Al4V à $V_c = 150$ m/min en coupe orthogonale [Hong et al. 01]

La mesure de température est effectuée par un thermocouple noyé dans l'outil, au plus proche de la face de coupe. Avec une projection simultanée sur les faces de dépouille et de coupe, la diminution de température est la plus conséquente.

1.4.3.2 Comportement des outils en usure

Le résultat des études réalisées sur l'usinage en assistance cryogénique montre une nette diminution de l'usure en dépouille et en cratère des outils. La majorité des études concerne principalement la coupe orthogonale ou le tournage. A ce jour, peu d'articles concernant le fraisage du titane par assistance cryogénique ont été publiés. La [Figure 1.13](#) reflète la majorité des résultats des études portant sur l'usure des outils lors d'usinage de matériau réfractaires par assistance cryogénique. La stratégie d'acheminement de LN_2 dans la zone de coupe influence ces résultats.

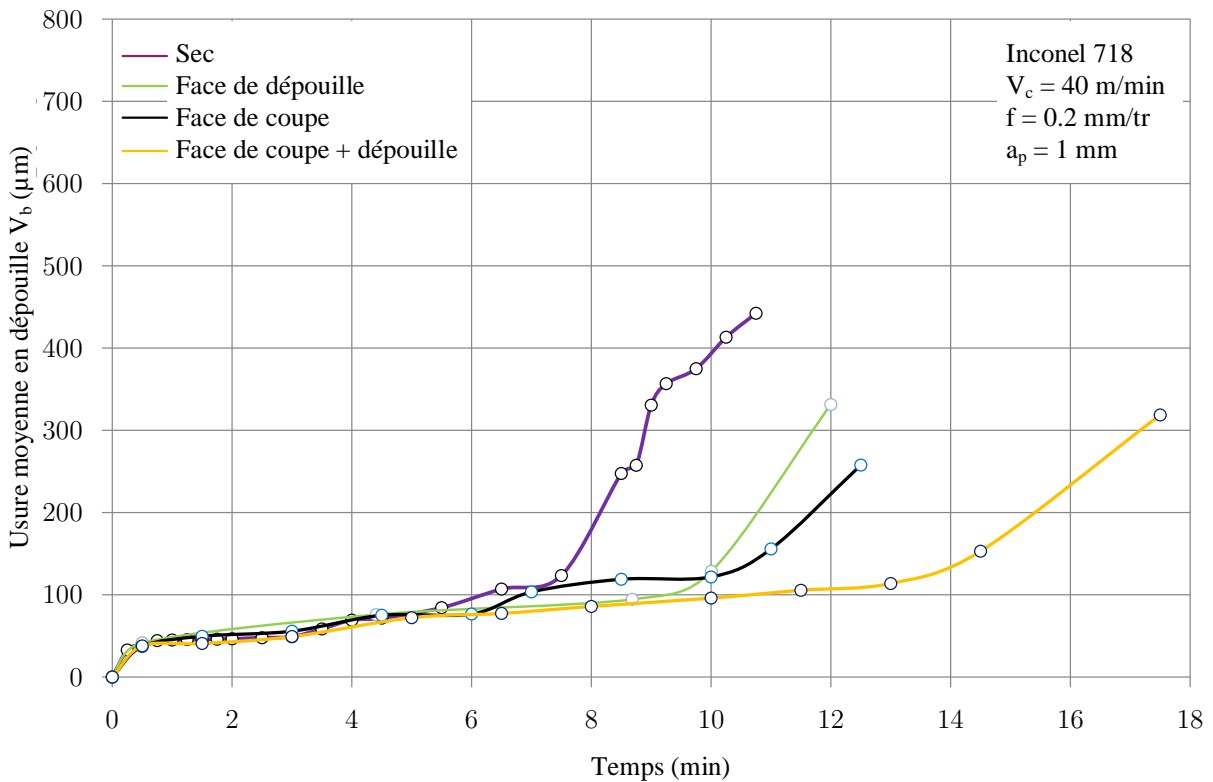


Figure 1.13 : Usure des outils en fonction du temps et de l'assistance cryogénique en tournage (adapté de Fabre [Fabre 13])

L'apport du fluide sur la face de coupe et sur la face de dépouille simultanément accroît la durée de vie des outils de coupe. Ceci est confirmé par plusieurs études [Thornton 14, Aramcharoen 16, Dhar et al. 01]. Cependant, dans la plupart des cas, la comparaison se fait avec un usinage à sec (sans aucun fluide de coupe) alors que l'usinage de matériaux réfractaires sans lubrification ne se fait pas dans l'industrie.

La comparaison entre les différents types de lubrification apparaît comme nécessaire afin de se faire une idée quant à la possibilité de transfert industriel de cette technologie. Comparer les émulsions, la lubrification à haute pression ou même la micro pulvérisation (MQL = Minimum

Quantity Lubrication) avec la cryogénie est plus probante en termes d'arguments industriels. Pusavec [Pusavec et al. 11] ont mené des expériences sur l'usinage d'Inconel 718 pour comparer la durée de vie des outils pour différentes méthodes de refroidissement : à sec, MQL, émulsion et cryogénie (LN_2). Les conditions d'acheminement du fluide sont similaires sur tous les essais en visant la face de coupe de l'outil. Le « MQL » et « à sec » démontrent un refroidissement similaire. Ces deux processus n'enlèvent donc pas assez de chaleur générée dans la zone de coupe. Une comparaison montre qu'en juxtaposant l'usinage à sec et l'émulsion, la durée de vie des outils augmente de 70% dans le dernier cas. L'assistance cryogénique offre un temps de coupe supérieur de 60%.

Kaynak et al. [Kaynak et al. 13] ont analysé les performances (revêtement d'outils, efforts de coupe et qualité de surface générée) sur l'usinage cryogénique des alliages de mémoire de forme NiTi. Les comparaisons sont basées sur l'usinage à sec et la MQL. Les résultats d'usinage avec des outils en carbure montrent une usure plus faible avec assistance cryogénique. Ceci est illustré par la Figure 1.14.

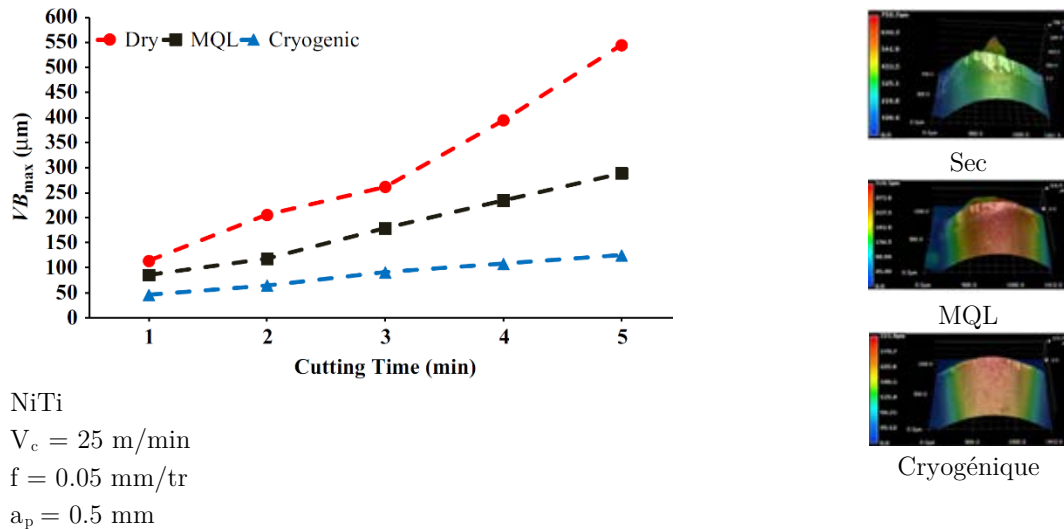


Figure 1.14 : Usure en dépouille des outils (Carbide KC5410) lors du tournage d'un alliage à mémoire de forme NiTi d'après Kavnak [Kaynak et al. 13].

Une dernière comparaison peut être faite, mettant en valeur l'efficacité de l'assistance cryogénique par azote liquide avec l'assistance haute pression (HP). Klocke [Klocke et al. 13] met en évidence la diminution de l'usure des outils entre l'émulsion, la haute pression (80, 150 et 300 bars), la MQL et la cryogénie lors de la coupe d'un alliage à mémoire de forme. La Figure 1.15 illustre un gain de 60% entre l'émulsion et l'assistance cryogénique. Cependant, le gain d'efficacité par rapport à l'assistance Jet Haute Pression (JHP) pose question. Les conditions d'application du jet (d'eau ou cryogénique) ne sont pas suffisamment décrites dans cette publication pour permettre une réelle interprétation.

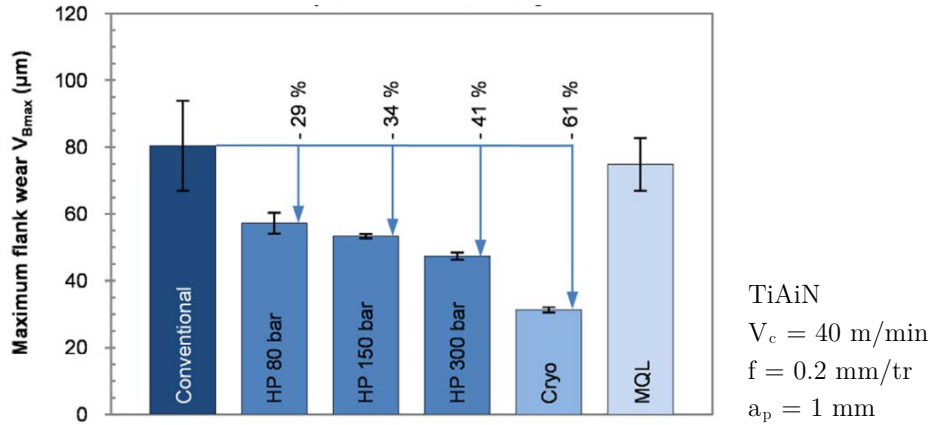


Figure 1.15 : Comparaison d'usure d'outils (carbure cémenté) en émulsion, HP, MQL et cryogénie d'après [Klocke et al 13].

Cette section du premier chapitre permet de mettre en évidence la convergence des publications scientifiques sur la diminution des usures d'outils lors de l'utilisation de l'assistance cryogénique.

1.4.3.3 Comportement tribologique : contraintes résiduelles et intégrité de surface

Le comportement tribologique des outils sur un matériau permet de comprendre l'évolution des efforts de coupe en usinage, ainsi que les comportements thermiques et tribologiques. Plusieurs études sur des matériaux réfractaires ont été réalisées sous assistance cryogénique. Lors d'une expérimentation tribologique, il est fait abstraction des autres effets liés à la coupe tels que la formation de copeaux.

L'étude de Courbon [Courbon et al. 13] expose les résultats obtenus avec le tribomètre développé par Rech [Rech et al. 13] équipé de pions revêtus TiN frottant sur une barre d'Inconel 718 ou de titane Ti6Al4V. Si le liquide cryogénique présente une modification importante du coefficient de frottement sur l'Inconel 718, le titane ne présente pas de modification de son comportement tribologique, tel que présenté par la Figure 1.16.

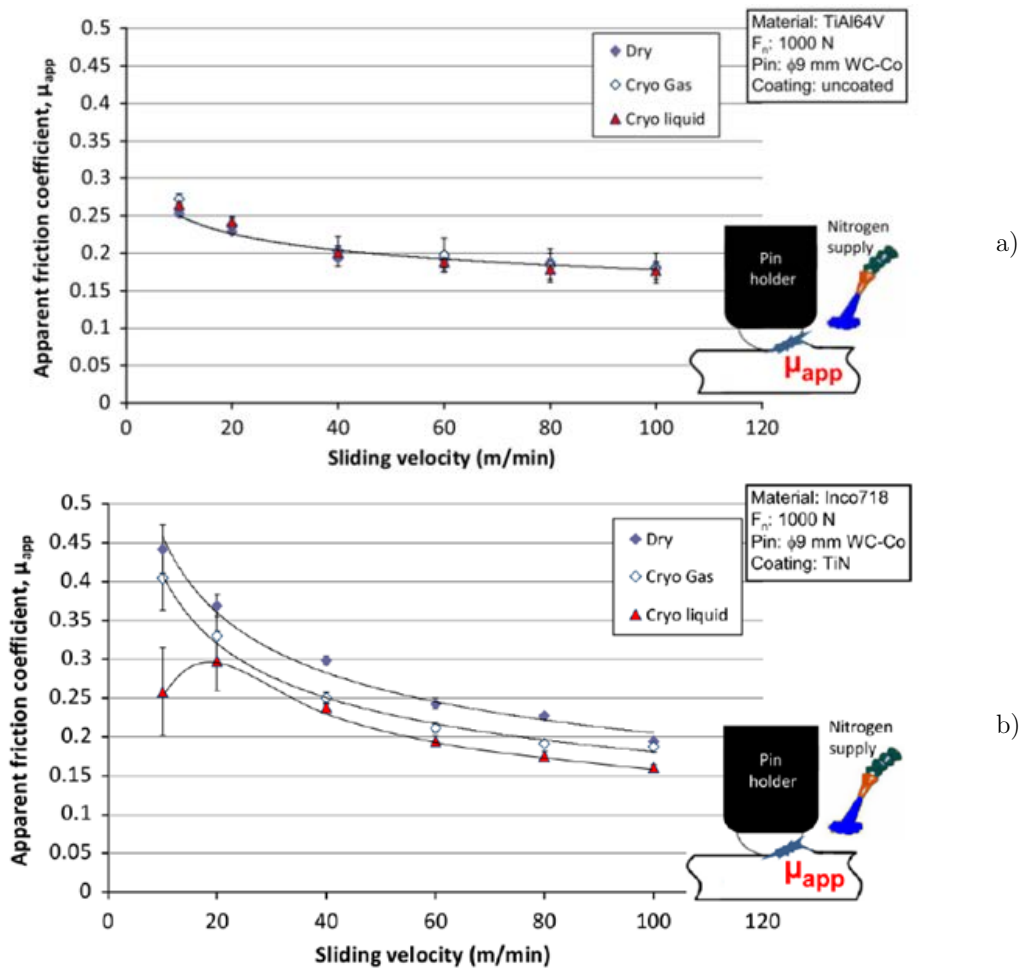


Figure 1.16 : Coefficient de frottement entre un pion en carbone revêtu TiN et une barre de Ti6Al4V (a) ou Inconel 718(b) d'après [Courbon et al 13].

Birmingham [Birmingham et al. 11] observe des effets similaires, tandis que Hong [Hong et al. 01] observe une réduction du coefficient de frottement sous assistance cryogénique dans les deux cas. La méthodologie de mesure est différente : elle consiste à faire tourner un disque en titane sur une plaque de carbure.

Ils interprètent cette modification de comportement tribologique par plusieurs phénomènes :

- Création d'un coussin hydrodynamique entre l'outil et la pièce ;
- Durcissement du matériau usiné à basse température ;
- Réduction des affinités chimiques à basse température entre outil de coupe et matériau usiné.

Ils réalisent également des observations du coefficient de frottement présentées en Figure 1.17.

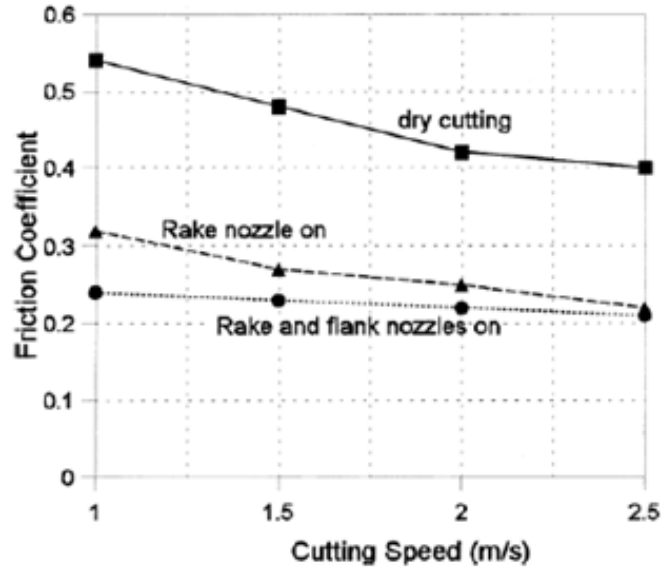


Figure 1.17 : Evolution des coefficients de frottement en fonction de la vitesse de coupe sur du Ti6Al4V [Hong et al. 01]

Pour conclure sur les coefficients de frottement observés sur le Ti6Al4V, les résultats pourraient être classés en deux catégories : la première avec Hong et Jerold [Hong et al. 01, Jerold et al. 13] qui observent une réduction de ce coefficient, et la seconde avec Bermingham et Courbon [Bermingham et al. 12, Courbon et al. 13] qui ne voient pas d'effet. Une des explications pourrait être la zone d'impact de l'azote liquide, et les paramètres de cette expérimentation. L'efficacité du procédé et la zone ciblée modifient significativement les résultats.

1.4.3.4 Impact sur les efforts de coupe

Les publications sont contradictoires dans la littérature scientifique en ce qui concerne les efforts de coupe. Bermingham et Hong [Bermingham et al. 11, Hong et al. 01] indiquent que l'assistance cryogénique a pour conséquence une augmentation des efforts de coupe s'ils sont comparés à un usinage à sec. En revanche, Wang [Z. Y. Wang et al. 00] ne relève pas de différence. Les méthodes de comparaison étant différentes, les conclusions sont difficiles à entreprendre. Quant à Nalbant [Nalbant et al. 11], il observe d'une façon plus générale que les efforts de coupe en usinage par assistance cryogénique croissent. Il s'intéresse au cas particulier du fraisage. A ce jour il est l'un des seuls à avoir publié sur le fraisage par assistance cryogénique des aciers. Il est cependant contredit par Dhar [Dhar et al. 02] sur le tournage d'aciers de même grade (AISI 1040 et 4320).

Une méthodologie particulière a été développée par Wang [Z. Y. Wang et al. 00] consistant à chauffer la pièce à usiner et refroidir l'outil par azote liquide. Les résultats obtenus montrent une diminution des efforts de coupe. Cela a permis de réduire ces dernières de 50% par rapport à l'usinage

à sec. C'est discutable pour plusieurs raisons. La comparaison se fait avec l'usinage à sec. Induire un procédé thermique de cette façon est un procédé spécial et ne garantit pas une maîtrise complète de l'usinage. Des facteurs tels que l'impact exact de la source thermique, ou les débits du fluide cryogénique mis en jeu freinent les interprétations.

1.4.3.5 Impact de l'assistance cryogénique sur la morphologie du copeau

Pour la caractérisation d'un procédé en usinage, il est souvent nécessaire d'observer et de comparer les copeaux issus des expérimentations en fonction des paramètres de coupe. Ces derniers peuvent renseigner sur de nombreux facteurs. Par exemple, la méthode du Couple Outil-Matière (COM) intègre pleinement cette étude des copeaux [Anon 97].

Dilip [Dilip et al. 12] a mis en évidence une réduction du rapport de fracture pour le tournage d'aciers AISI 1045, induisant une réduction de la longueur des copeaux. Bermingham [Bermingham et al. 11] écrit que l'application d'azote liquide à l'interface outil/copeau réduit la longueur de contact ainsi que le rayon de courbure. Le brise-copeau présent sur l'outil devient inutile et la longueur des copeaux augmente par rapport à un usinage à sec. Cependant, aucune modification n'est relevée en termes d'angle de cisaillement ou de distance entre les dentelures.

Le rapport de compression du copeau (défini par le rapport de l'écart-type de l'épaisseur du copeau et l'épaisseur moyenne de copeau) a également été étudié par Sun [Sun et al. 10]. Dans cette étude, ce ratio a été observé et semble être plus important dans des conditions d'assistance cryogénique. La fragmentation des copeaux est améliorée dans ces conditions.

1.4.3.6 Coefficient convectif de transfert thermique

La quantification du coefficient convectif de transfert thermique est importante si l'objectif est la compréhension des effets de refroidissement de la zone de coupe. Cette propriété physique permet de saisir l'importance réelle de l'utilisation de fluide cryogénique à l'interface outil/copeau. Les études sur ce sujet sont peu nombreuses et divergentes.

D'un point de vue physique, Barron [Barron et al. 65] met en évidence la relation directe entre le coefficient convectif de transfert thermique h ($W/m^2 \cdot ^\circ C$) et les paramètres d'acheminement du fluide (débit, direction) sur une paroi par une relation liant le nombre de Prandtl et de Nusselt. Ces nombres dépendent directement du diamètre de sortie des buses de projection, du débit massique, et des propriétés thermo-physiques du LN_2 . Le processus de transfert de chaleur dans les systèmes d'assistance cryogénique a également été étudié par Dreitser [Dreitser 03] pour une large gamme de diamètres de la buse, de vitesses d'écoulement et de températures des surfaces cibles.

En fonction du procédé mis en place dans l'étude publiée, les résultats de transferts thermiques par convection sont très divergents et non figés. Cela induit une variable fluctuante dans toutes les publications traitant du sujet de l'assistance cryogénique en usinage [Clausing 90, Hibiki et al. 03, Hong, Zhao et al. 99, Jawahir et al. 16, Hriberšek et al. 16].

1.5 Conclusion

En conclusion de ce chapitre consacré à une revue bibliographique de l'assistance cryogénique en usinage des alliages réfractaires, les résultats liés à cette nouvelle technologie apparaissent parfois divergents. Le [Tableau 1-3](#) récapitule les différents domaines vus dans l'état de l'art au travers de divers articles scientifiques. Les résultats sont parfois contradictoires et mettent en évidence les points clés sur lesquels il est nécessaire d'apporter des précisions ou d'effectuer des études comparables.

Domaine d'études	Résultats	Références
Température	Convergents	[Hong et al. 01, Bermingham et al. 11]
Usure des outils	Convergents	[Klocke et al. 13], [Thornton 14, Fabre 13, Aramcharoen 16, Dhar et al. 01, Pusavec et al. 11]
Contraintes résiduelles	Convergents	[Hong et al. 01, Pusavec et al. 11, Bermingham et al. 11, Outeiro et al. 08, Z. Y. Wang et al. 00, Dhar et al. 02]
Qualité des surfaces	Divergents	[Dilip et al. 12, Bermingham et al. 11, Sun et al. 10]
Morphologie des copeaux	Divergents	[Hong et al. 99, Clausing 90, Hibiki et al. 03, Pusavec et al. 16, Hriberšek et al. 16]
Coefficients convectifs	Divergents	[Hong et al. 99, Clausing 90, Hibiki et al. 03, Pusavec et al. 16, Hriberšek et al. 16]

[Tableau 1-3](#) : Récapitulatif de l'état de l'art des différents domaines d'étude

Les aspects phénoménologiques développés dans ce chapitre montrent que la physique mécanique et thermique associée à la projection d'azote liquide pour l'assistance à l'usinage, régit l'ensemble des effets observés lors de la coupe.

Il semble donc important de s'intéresser, aux aspects fondamentaux de cette technologie. Dans un premier temps, l'objectif de ces travaux sera de proposer une méthode d'étude physique de la projection d'azote liquide en usinage. Ainsi, divers phénomènes tels que la caléfaction et le

refroidissement du couple outil/matière usinée pourront être appréhendés. Le but de cette seconde partie sera de proposer une détermination du coefficient convectif de transfert thermique permettant la caractérisation des paramètres d'acheminement de l'azote liquide. Dans un second temps, une étude en tournage sera menée. Elle intégrera les différents paramètres thermiques précédents afin d'optimiser le procédé. Une dernière partie sera consacrée à l'étude du fraisage avec assistance cryogénique, reprenant l'ensemble des paramètres étudiés.

Chapitre 2 : Etude phénoménologique de la projection d'azote liquide pour l'assistance à l'usinage

2.1	Objectifs de la compréhension phénoménologique.....	47
2.1.1	Aspects phénoménologiques déterminants.....	48
2.1.1.1	Caractéristiques thermodynamiques du LN ₂	48
2.1.1.2	Calcul analytique du coefficient convectif de transfert de chaleur h	51
2.1.1.3	Régime d'écoulement du fluide.....	60
2.1.2	Etude de l'écoulement d'azote liquide en conditions simplifiées.....	64
2.1.2.1	Modélisation analytique de l'écoulement de LN ₂ dans un cas simplifié.....	65
2.1.2.2	Modélisation CFD d'azote liquide dans des conduites simples.....	68
2.2	Développement d'une méthode inverse en vue d'une caractérisation du coefficient convectif de transfert thermique.....	73
2.2.1	Méthodes et moyens.....	73
2.2.2	Projection d'azote sur une surface plane.....	76
2.2.2.1	Alliage de titane Ti6Al4V	77
2.2.2.2	Carbure de tungstène (WC-Co)	80
2.3	Simulation numérique.....	81
2.3.1	Choix du type de modélisation CFD/DNS.....	81
2.3.2	Implémentation du modèle CFD.....	85
2.3.3	Description du modèle.....	87
2.3.4	Résultats et interprétations.....	91
2.4	Modèle mathématique	100
2.4.1	Définition du modèle mathématique	100
2.4.1.1	Objectifs de la construction d'un modèle mathématique.....	100
2.4.1.2	Méthode et démarche du modèle mathématique	101
2.4.2	Résultats et discussions.....	104
2.4.2.1	Détermination du coefficient de transfert thermique convectif.....	104
2.4.2.2	Transfert industriel.....	106
2.5	Conclusion.....	107

2.1 Objectifs de la compréhension phénoménologique

Ce chapitre se divise en trois parties principales. Dans un premier temps, l'objectif est de définir et comprendre d'un point de vue phénoménologique ce qu'il se passe lors de l'utilisation d'un fluide cryogénique (LN_2) dans des cas simples. Un raisonnement analytique et une modélisation CFD sont proposés. Dans un second temps, une méthode inverse est mise en place pour caractériser le coefficient convectif de transfert thermique h ($\text{W}/\text{m}^2\cdot\text{K}$). En dernière partie, un modèle mathématique est proposé, permettant de lier les paramètres de projection de LN_2 et une valeur numérique de h . Des communications internationales et une publication ont été rédigées pour présenter ce développement [Lequien et al. 16, Lequien et al. 17].

Afin d'éclaircir la lecture ainsi que les développements présentés (i.e. les objectifs, les paramètres étudiés, les méthodologies et les essais réalisés) dans ce chapitre, une cartographie des travaux est proposée et présentée à la [Figure 2.1](#).

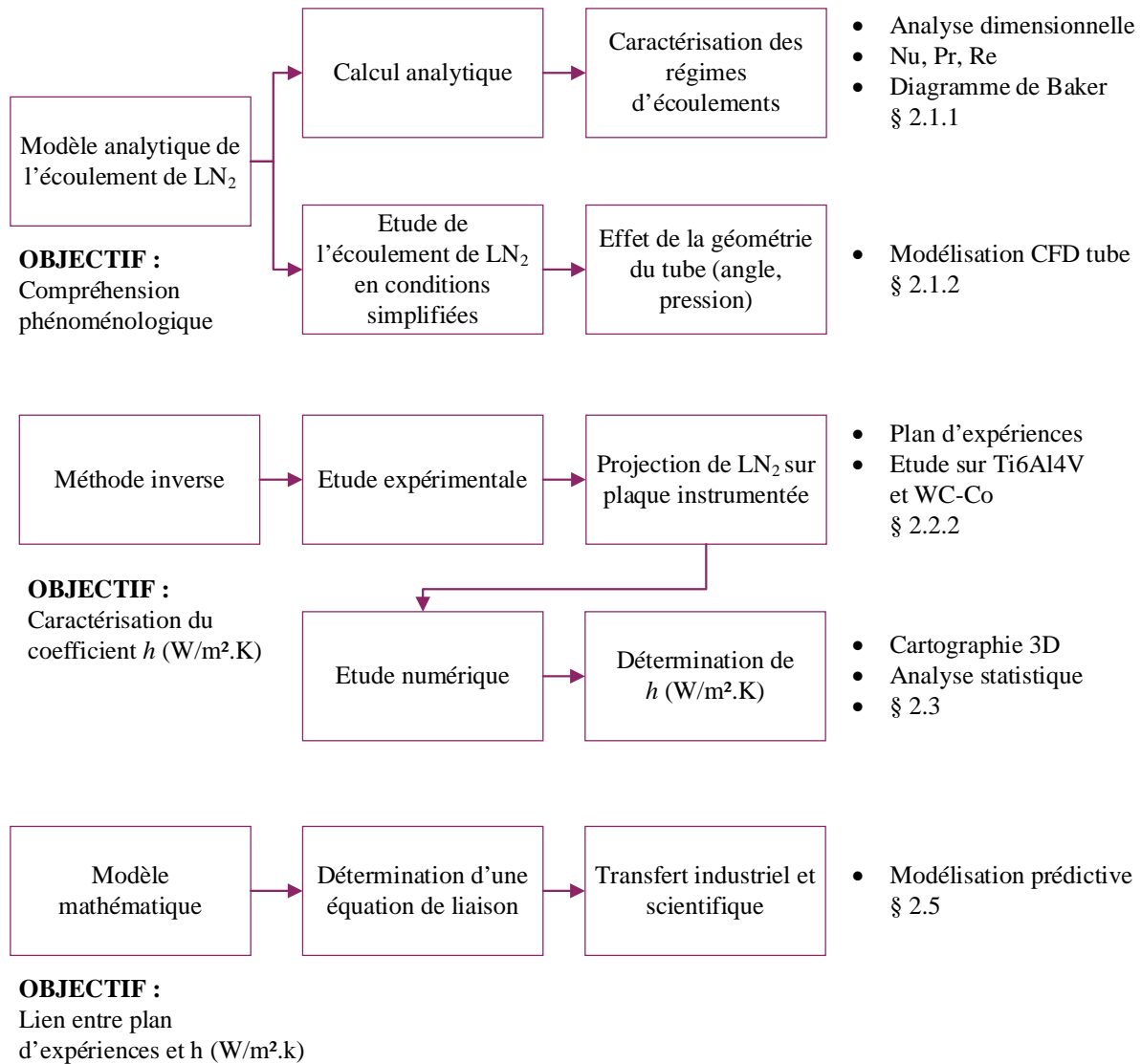


Figure 2.1 : Description des travaux de thèse

2.1.1 Aspects phénoménologiques déterminants

2.1.1.1 Caractéristiques thermodynamiques du LN₂

L'application d'azote liquide pour l'assistance à l'usinage est un cas particulier d'utilisation. Présent à 78,09% dans l'atmosphère terrestre, ce gaz, sous sa forme liquéfiée, est particulièrement employé dans les domaines suivants en raison de ses propriétés calorifuges : alimentaire, industriel, transport et informatique. Ses caractéristiques permettent d'absorber une source chaude rapidement et de façon pérenne.

La propriété thermodynamique qu'il est essentiel de caractériser est le transfert de chaleur entre la source froide (fluide cryogénique) et la source chaude (zone de coupe). La forme de ce transfert thermique appliquée à la problématique de l'usinage se résume majoritairement par de la convection. Le but est de définir et caractériser le coefficient de transfert de chaleur convectif. L'équation (7) représente ce coefficient h (W/m².K) sous sa forme standard :

$$h = \frac{Q}{A \cdot \Delta T \cdot \Delta t} \quad (7)$$

Avec :

- h = coefficient de transfert thermique convectif (W/m².K)
- Q = énergie transférée (J)
- A = surface d'échange (m²)
- ΔT = différence de température (K)
- Δt = intervalle de temps (s)

La revue bibliographique a mis en évidence les quantifications divergentes de ce coefficient. Pourtant essentiel aux simulations numériques et à la compréhension phénoménologique des aspects thermiques de la technologie, h n'est pas défini dans le cas de l'usinage avec assistance cryogénique par azote liquide. Cette problématique est décrite dans ce chapitre et plusieurs approches méthodologiques sont proposées.

Les propriétés fluidiques prises en compte dans les raisonnements sont résumées par le [Tableau 2.1](#) pour la phase gazeuse et par le [Tableau 2.2](#) pour la phase liquide [Barron 99, Bejan et al. 03].

T (K)	ρ (kg/m ³)	C_p (kJ/kg-K)	μ (μ Pa-s)	k (mW/m-K)	P_r
77,36	4,604	1,084	5,41	7,23	0,811
100	3,484	1,067	6,98	9,33	0,797
125	2,76	1,055	8,57	11,64	0,776
150	2,289	1,047	10,08	13,77	0,767
175	1,958	1,044	11,54	15,85	0,759
200	1,711	1,043	12,95	18,02	0,75
225	1,519	1,043	14,29	20,05	0,743
250	1,367	1,042	15,55	22,1	0,733
275	1,242	1,042	16,73	24,04	0,725
300	1,142	1,042	17,86	25,79	0,722

Tableau 2.1 : Propriétés de l'azote gazeux [Barron 99]

T (K)	ρ_{sat} (kPa)	ρ_f (k/m ³)	C_p (kJ/kg-K)	μ (μ Pa-s)	k (mW/m-K)	h_{fg} (kJ/kg)	P_r	σ_L (mN/m)	β_t (K ⁻¹)
65	17,4	860,9	2,008	278	158,7	214	3,52	11,66	0,0047
70	38,5	840	2,024	220	149,9	208,3	2,97	10,48	0,00504
75	76	818,1	2,042	173	143	202,3	2,47	9,3	0,00544
77,36	101,3	807,3	2,051	158	139,6	199,3	2,32	8,77	0,00566
80	136,7	795,1	2,063	141	136,2	195,8	2,14	8,22	0,00592
85	228,4	771	2,088	119	129,3	188,7	1,922	7,18	0,0065
90	359,8	745,6	2,122	104	122,4	180,9	1,803	6,12	0,00723
95	539,8	718,6	2,17	93	115,5	172	1,747	5,08	0,00816
100	777,8	689,6	2,24	85	108,5	161,6	1,755	4,04	0,00942
105	1083,6	657,7	2,35	78	101,1	149,4	1,813	∅	0,01119
110	1467,2	621,7	2,533	73	93,6	135	1,976	∅	0,01394
115	1939,4	579,3	2,723	68	84,7	117,3	2,19	∅	0,01884
120	2512,9	524,9	2,92	65	74,6	94,3	2,54	∅	0,0305
125	3204,4	436,8	3,124	62	61,5	54,9	3,14	∅	∅

Tableau 2.2 : Propriétés de l'azote liquide [Barron 99]

Ces tableaux montrent les différences entre les phases liquides et gazeuses de l'azote. Les aspects thermodynamiques de ce fluide peuvent être caractérisés par deux variables :

- Variables intensives, ne dépendant pas de la quantité de matière qu'elles représentent (Température T, Pression P) ;
- Variables extensives, dépendantes de la quantité de matière qu'elles représentent (Volume V, mole/volume n).

Le diagramme illustré en Figure 2.2 renseigne sur la transformation de phase en fonction de la température. Par conséquent, à l'aide de cet abaque, il est possible d'identifier rapidement les propriétés du fluide en fonction de son domaine d'utilisation.

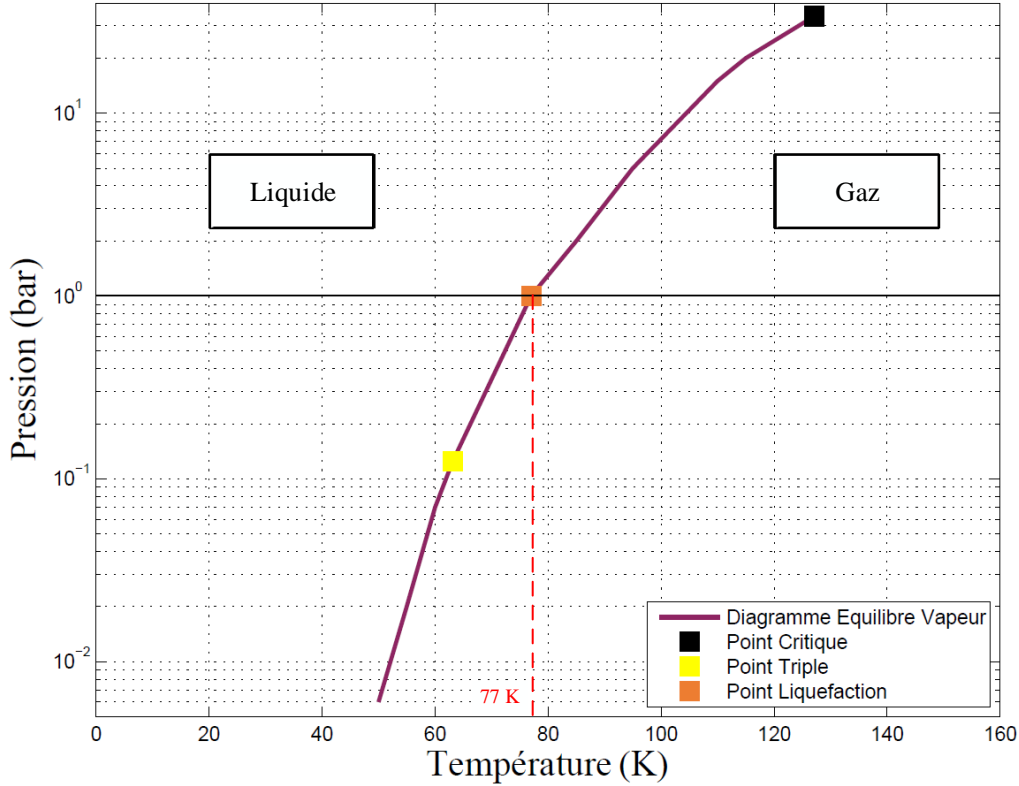


Figure 2.2 : Diagramme Equilibre-Vapeur de l'Azote

Le point d'ébullition (et/ou de liquéfaction) de l'azote liquide se situe à 77 K (-196 °C) ($P = 1 \text{ atm}$). Le point triple se trouve dans les conditions suivantes : $T = 63.05 \text{ K}$ et $P = 0.1253 \text{ bar}$. Des conditions particulières doivent être mises en œuvre afin d'atteindre cet état. Le point critique est à $P = 34 \text{ bars}$ et $T = 126 \text{ K}$ (-147 °C).

2.1.1.2 Calcul analytique du coefficient convectif de transfert de chaleur h

L'objectif de ce chapitre est la compréhension et la caractérisation du coefficient convectif de transfert de chaleur h ($\text{W}/\text{m}^2\cdot\text{K}$) défini au paragraphe précédent. A l'aide de formulations thermodynamiques et des propriétés du fluide, une analyse dimensionnelle permet de mettre en équation le paramètre recherché. Si une loi physique peut être représentée mathématiquement en exprimant une variable physique G_1 en fonction d'autres variables physiques indépendantes G_2, \dots, G_n , alors :

$$G_1 = f(G_2, G_3, \dots, G_n) \text{ et } f(G_2, G_3, \dots, G_n) = 0 \quad (8)$$

Pour chaque variable G_i , il existe une équation en fonction des dimensions fondamentales. Il vient alors n équations à p dimensions pour caractériser toutes les grandeurs physiques. Les p de ces

n équations considérées comme équations de base sont prélevées. Les $(n-p)$ équations restantes sont alors présentées comme des rapports sans dimensions π .

$$g(\pi_1, \pi_2, \dots, \pi_{n-p}) = 0 \quad (9)$$

Avec :

$$\pi_i = \frac{[G_i]}{[G_1]^{a_i} [G_2]^{b_i} \dots [G_p]^{e_i}} \quad (10)$$

Pour chaque dimension fondamentale M (Masse), L (Distance), T (Temps), θ (Température), figurant au dénominateur de l'équation (10), les exposants sont sommés et identifiés avec l'exposant de la même dimension figurant au numérateur. La résolution permet de déterminer le groupement adimensionnel associé.

Application :

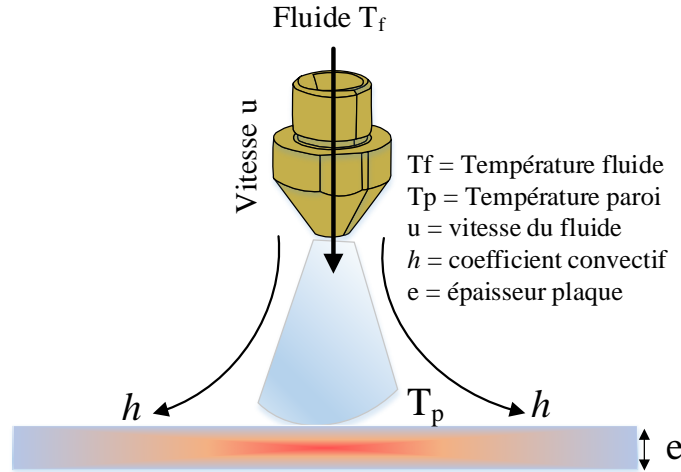


Figure 2.3 : Schématisation du transfert de chaleur par convection

Pour cette analyse dimensionnelle, la Figure 2.3 schématise l'application avec les paramètres considérés pouvant influencer h . Soit la projection de LN_2 sur une plaque : l'identification analytique se fera autour de la densité du flux de chaleur φ défini par l'équation (5).

$$\varphi = h\Delta T \quad (11)$$

Les caractéristiques du fluide considéré sont définies par le Tableau 2.1 et le Tableau 2.2.

Par le théorème de Vaschy-Buckingham [Langre 01], il vient :

$$f(\lambda, \rho, c_p, \mu, u, D, \Delta T, \varphi) = 0 \quad (12)$$

Avec l'expression des dimensions suivantes :

$$\begin{aligned}
\lambda &: QT^{-1}L^{-1}\theta^{-1} && \text{(Q homogène à un travail)} && (13) \\
\rho &: ML^{-3} \\
\mu &: MT^{-1}L^{-1} \\
c_p &: QM^{-1}\theta^{-1} \\
u &: LT^{-1} \\
D &: L \\
\Delta T &: \theta \\
\varphi &: QT^{-1}L^{-2}
\end{aligned}$$

Les groupements adimensionnels π_i suivants sont alors exposés :

$$\pi_1 = \frac{\varphi}{T^{a_1}\lambda^{b_1}\rho^{c_1}D^{d_1}u^{e_1}} ; \pi_2 = \frac{c_p}{T^{a_2}\lambda^{b_2}\rho^{c_2}D^{d_2}u^{e_2}} ; \pi_3 = \frac{\mu}{T^{a_3}\lambda^{b_3}\rho^{c_3}D^{d_3}u^{e_3}} \quad (14)$$

En isolant chaque groupement adimensionnel et en introduisant les paramètres aux dimensions définies en (7) il vient :

$$\pi_1 = \frac{\varphi}{T^{a_1}\lambda^{b_1}\rho^{c_1}D^{d_1}u^{e_1}} = \frac{QT^{-1}L^{-2}}{\theta^{a_1}(QT^{-1}L^{-1}\theta^{-1})^{b_1}(ML^{-3})^{c_1}L^{d_1}(LT^{-1})^{e_1}} \quad (15)$$

Et par identification :

$$\begin{aligned}
(Q): 1 &= b_1 && (16) \\
(T): -1 &= -b_1 - c_1 \\
(L): -2 &= -b_1 - 3c_1 + d_1 + e_1 \\
(\theta): 0 &= a_1 - b_1 \\
(M): 0 &= c_1
\end{aligned}$$

Le rapport adimensionnel π_1 devient donc :

$$\pi_1 = \frac{hD}{\lambda} \quad (17)$$

Par un raisonnement analogue à l'identification de π_1 , π_2 et π_3 sont calculés :

$$\pi_2 = \frac{\rho u D c_p}{\lambda} \quad (18)$$

$$\pi_3 = \frac{\mu}{\rho D u} \quad (19)$$

Ces trois groupements adimensionnels sont des fondements connus :

Nombre de Nusselt $\pi_1 = Nu = \frac{hD}{\lambda}$ (20)

Nombre de Peclet $\pi_2 = Pe = \frac{\rho u D c_p}{\lambda}$ (21)

Nombre de Prandtl $\pi_3 = Pr = \frac{c_p \mu}{\lambda}$ (22)

Le nombre de Nusselt est défini comme étant le rapport entre la résistance thermique de convection et de conduction. Le nombre de Peclet est une valeur adimensionnelle caractérisant le type de transfert de chaleur en fonction des caractéristiques et du comportement du fluide. Quant au nombre de Prandtl, il est caractérisé par les valeurs intrinsèques des propriétés de l'azote à une température donnée.

Cette analyse dimensionnelle conduit à chercher une relation de la forme :

$$Nu = f(Re, Pr) \quad (23)$$

Ainsi, par le calcul du nombre de Nusselt, il est possible de déterminer h (équation 20). Les résultats expérimentaux ou numériques peuvent être anticipés en simplifiant la visualisation d'abaques reliant trois variables réduites au lieu d'une relation liant $(3+p)$ paramètres.

Le flux de chaleur induit par la projection d'azote liquide sur une plaque peut donc être calculé analytiquement. La Figure 2.4 illustre cette modélisation et intègre le développement d'une couche limite à l'interface plaque/fluide. Le raisonnement suivant a été repris et adapté de Kays [Kays et al. 05] ainsi que de Barron [Barron 99].

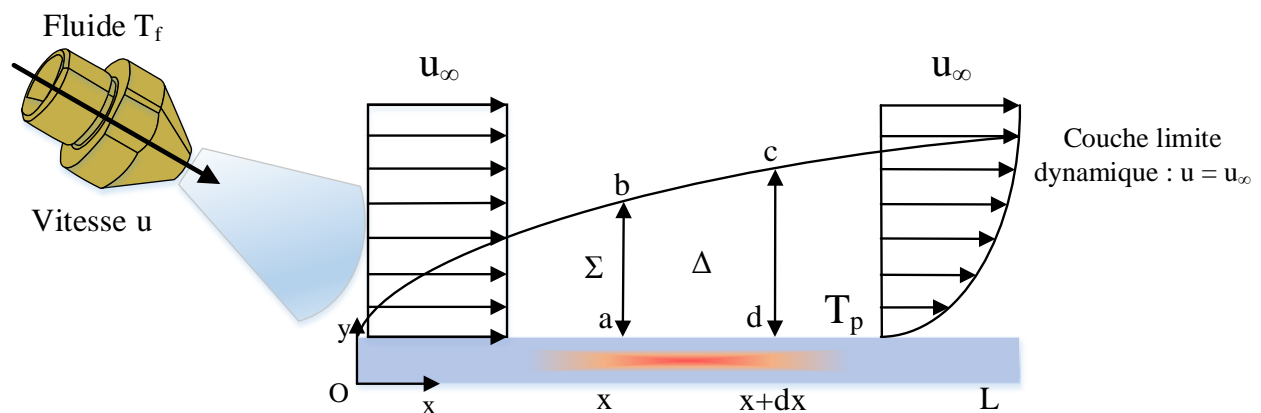


Figure 2.4 : Projection de LN_2 sur une plaque plane avec développement de couche limite

Supposons un écoulement laminaire en régime permanent de l'azote liquide ayant des propriétés constantes à la température T_∞ sur une paroi de longueur L . La vitesse du fluide varie de 0 (paroi) à u_∞ dans une zone Δ correspondant à la couche limite dynamique. La température évolue de la même façon de T_p à T_∞ correspondant à la couche limite thermique.

L'équation de la conservation de la masse s'écrit :

$$\int_{\Delta} \frac{\partial \rho}{\partial t} dv + \int_{\Sigma} \rho \vec{V} \vec{n} dS = 0 \quad (24)$$

Avec \vec{n} la normale extérieure à Σ . Dans le cas du régime permanent :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = 0 \quad (25)$$

Si cette relation au volume abcd défini à la [Figure 2.4](#) est appliquée alors :

$$\begin{aligned} \int_{\Sigma} \rho \vec{V} \vec{n} dS &= -\rho \left(\int_0^\delta u dy \right)_x + \rho \left(\int_0^\delta u dy \right)_{x+dx} + \int_{bc} \rho \vec{V}_\infty \vec{n} dS = 0 \\ \Leftrightarrow \int_{bc} \rho \vec{V}_\infty \vec{n} dS &= -\rho \frac{d}{dx} \left(\int_0^\delta u dy \right) dx \end{aligned} \quad (26)$$

L'équation de la conservation de la quantité de mouvement s'écrit :

$$\int_{\Sigma} \rho \vec{V} (\vec{V} \vec{n}) dS = \int_{\Delta} \rho \vec{f} dv + \int_{\Sigma} \vec{T} dS = \int_{\Sigma} \vec{T} dS \quad (27)$$

Car $\vec{f} = 0$ en l'absence de force de volume due à un champ extérieur. \vec{T} sont les forces extérieures s'exerçant sur la surface Σ délimitant le volume Δ . Si cette relation est appliquée au volume abcd :

$$\int_{\Sigma} \rho \vec{V} (\vec{V} \vec{n}) dS = -\rho \left(\int_0^\delta \vec{V} u dy \right)_x + \rho \left(\int_0^\delta \vec{V} u dy \right)_{x+dx} + \int_{bc} \rho \vec{V}_\infty (\vec{V}_\infty \vec{n}) dS \quad (28)$$

Par projection sur l'axe Ox :

$$\begin{aligned} \int_{\Sigma} \rho u (\vec{V} \vec{n}) dS &= -\rho \left(\int_0^\delta u^2 dy \right)_x + \rho \left(\int_0^\delta u^2 dy \right)_{x+dx} + \int_{bc} \rho u_\infty (\vec{V}_\infty \vec{n}) dS \\ \Leftrightarrow \int_{\Sigma} \rho u (\vec{V} \vec{n}) dS &= -\rho \left(\int_0^\delta u^2 dy \right)_x + \rho \left(\int_0^\delta u^2 dy \right)_{x+dx} + \rho u_\infty \int_{bc} (\vec{V}_\infty \vec{n}) dS \end{aligned} \quad (29)$$

En utilisant l'équation de la conservation de la masse il vient :

$$\int_{\Sigma} \rho u (\vec{V} \vec{n}) dS = \rho \frac{d}{dx} \left(\int_0^\delta u^2 dy \right) dx - \rho u_\infty \frac{d}{dx} \left(\int_0^\delta u dy \right) dx \quad (30)$$

L'hypothèse suivante est émise : sur l'axe Ox les forces de pression sont absentes car l'écoulement est uniforme. Il en résulte donc :

$$\begin{aligned} \int_{\Sigma} \vec{T} dS &= \tau_p dx \\ \Leftrightarrow -\tau_p dx &= \rho \frac{d}{dx} \left(\int_0^\delta u^2 dy \right) dx - \rho u_\infty \frac{d}{dx} \left(\int_0^\delta u dy \right) dx \end{aligned} \quad (31)$$

$$\text{Car} : \int_{\Sigma} \vec{T} dS = \int_{\Sigma} \rho \vec{V} (\vec{V} \vec{n}) dS$$

La formulation suivante est déduite :

$$\frac{\tau_p}{\rho u_{\infty}^2} = \frac{d}{dx} \left(\delta \int_0^1 \frac{u}{u_{\infty}} \left(1 - \frac{u}{u_{\infty}} \right) d\left(\frac{y}{\delta}\right) \right) \quad (32)$$

La forme du profil de vitesse imposée par le flux d'azote liquide sur la plaque plane est supposée parabolique. Une équation de la forme suivante est alors obtenue :

$$\frac{u}{u_{\infty}} = a + b \left(\frac{y}{\delta}\right) + c \left(\frac{y}{\delta}\right)^2 \quad (33)$$

Or, la vitesse d'écoulement du fluide sur la paroi à $y = 0$ est supposée nulle $u(y = 0) = 0$. Le frottement et la continuité de la vitesse imposent les conditions aux limites suivantes :

$$u(y = \delta) = u_{\infty} \quad (34)$$

$$\mu \frac{du}{dy}(y = \delta) = 0 \quad (35)$$

Donc :

$$\frac{u}{u_{\infty}} = \frac{y}{\delta} \left(2 - \frac{y}{\delta} \right) \quad (36)$$

Or,

$$\tau_p = \mu \frac{du}{dy}_{y=0} = 2\mu \frac{u_{\infty}}{\delta} \quad (37)$$

Par relation avec les équations (32) et (36) :

$$\frac{2\mu}{\rho V_{\infty} \delta} = \frac{2}{15} \frac{d\delta}{dx} \quad (38)$$

Puis par intégration :

$$\delta^2 = 30 \frac{\mu x}{\rho u_{\infty}} \quad (39)$$

$$\Leftrightarrow \left(\frac{\delta}{x}\right)^2 = 30 \frac{\mu}{\rho u_{\infty} x} = \frac{30}{Re_x}$$

Donc :

$$\tau_p = 2\mu \frac{u_{\infty}}{\delta} = 2\mu u_{\infty} \sqrt{\frac{\rho u_{\infty}}{30\mu x}} \quad (40)$$

L'expression du coefficient de frottement est donc de la forme :

$$C_{fx} = \frac{\tau_p}{\frac{1}{2} \rho u_{\infty}^2} = \frac{2\mu u_{\infty} \sqrt{\frac{\rho u_{\infty}}{30\mu x}}}{\frac{1}{2} \rho u_{\infty}^2} \quad (41)$$

Après résolution de (41), il vient :

$$C_{fx} = \frac{0.73}{Re_x^{0.5}} \text{ avec : } 1/Re_x = \frac{\mu}{\rho u_{\infty}} \quad (42)$$

Une fois ce résultat obtenu, un raisonnement sur l'effet thermique induit par l'écoulement forcé de l'azote liquide sur la plaque plane est appliqué. Plusieurs hypothèses sont nécessaires : A

pression constante, la variation d'enthalpie d'un système est égale à la chaleur fournie. Si ce principe est appliqué à un volume Δ de surface Σ , en négligeant la dissipation visqueuse, il vient :

$$\int_{\Delta} \frac{d}{dt}(\rho H) dV + \int_{\Sigma} (\rho H \vec{V} + \vec{q}) \cdot \vec{n} dS = 0 \quad (43)$$

Avec H , l'enthalpie massique du fluide et \vec{q} le vecteur densité de flux de chaleur.

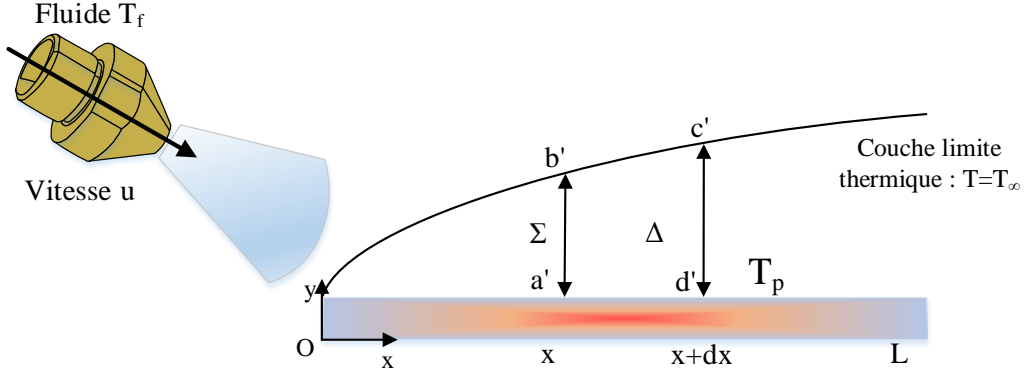


Figure 2.5 : Couche limite thermique sur une plaque plane

Un régime permanent (Figure 2.5) et $H = c_p(T - T_0)$ est supposé. Le flux de chaleur suivant Ox est négligé devant celui imposé sur Oy .

$$-(\rho c_p \int_0^{\Delta} u T dy)_x + (\rho c_p \int_0^{\Delta} u T dx)_{x+dx} + \rho c_p T_{\infty} \int_{b'c'} u dS - q_p dx = 0 \quad (44)$$

Avec : $q_p = -\lambda \left(\frac{dT}{dy} \right)_{y=0}$ la densité de flux de chaleur échangé à la paroi (45)

Par application de la loi de la conservation de la masse au volume a'b'c'd', il vient :

$$\int_{b'c'} \rho \vec{V} \cdot \vec{n} dS = \rho \int_{b'c'} u dS = -\rho \frac{d}{dx} \left(\int_0^{\Delta} u dy \right) \quad (46)$$

Donc : $\frac{d}{dx} \rho c_p \left(\int_0^{\Delta} u T dy \right) dx - \rho c_p T_{\infty} \left(\int_0^{\Delta} u dy \right) dx - q_p dx = 0$ (47)

Soit : $\frac{q_p}{\rho c_p u_{\infty} (T_p - T_{\infty})} = \frac{d}{dx} \left(\Delta \int_0^1 \frac{u}{u_{\infty}} \left(1 - \frac{T - T_p}{T_{\infty} - T_p} \right) d\left(\frac{y}{\Delta}\right) \right)$ (48)

La température est de la forme :

$$\frac{T - T_p}{T_{\infty} - T_p} = a + b \left(\frac{y}{\Delta} \right) + c \left(\frac{y}{\Delta} \right)^2 \quad (49)$$

Les conditions aux limites sont alors dépendantes de la continuité de la température et du flux de chaleur :

$$\begin{aligned}
\frac{T - T_p}{T_\infty - T_p}(y = 0) &= 0 \\
\frac{T - T_p}{T_\infty - T_p}(y = \Delta) &= 1 \\
\lambda \frac{dT}{dy}(y = \Delta) &= 0
\end{aligned} \tag{50}$$

Soit :

$$\frac{T - T_p}{T_\infty - T_p} = \frac{y}{\Delta} \left(2 - \frac{y}{\Delta} \right) \tag{51}$$

Si les équations (49) et (52) sont combinées, alors il vient la formulation suivante :

$$\frac{q_p}{\rho c_p u_\infty (T_p - T_\infty)} = \frac{d}{dx} \left(\Delta \int_0^1 \frac{y}{\delta} \left(2 - \frac{y}{\delta} \right) \left(1 - \frac{y}{\Delta} \left(-2 \frac{y}{\Delta_p} \right) \right) d \left(\frac{y}{\Delta} \right) \right) \tag{52}$$

La dernière hypothèse faite est la suivante :

$\Delta < \delta$ et donc que $r = \frac{\Delta}{\delta} < 1$. Il s'agit alors d'une constante.

Donc :

$$\Delta \frac{d\Delta}{dx} = \frac{12\lambda}{\rho c_p u_\infty r \left(1 - \frac{r}{5} \right)} \tag{53}$$

Car :

$$1/Re_x = \frac{\mu}{\rho V_\infty} \tag{54}$$

L'équation (39) a précédemment montré que :

$$\left(\frac{\delta}{x} \right)^2 = \frac{30}{Re_x}$$

r est donc la solution de l'équation telle que :

$$r^2 = \frac{4}{5 Pr \left(1 - \frac{r}{5} \right) r} \tag{55}$$

Si $Pr = 1$ alors la solution de l'équation est $r = 1$. Cela correspond à une couche limite dynamique et thermique de même épaisseur. Le transfert de chaleur est identique à la quantité de mouvement. C'est le cas pour les gaz. La situation admet une phase majoritairement liquide. Pour l'azote liquide, on sait que le nombre de Prandtl est d'environ $Pr = 2.3$ à 77K. Une solution de l'équation serait donc :

$$\frac{\Delta}{\delta} = Pr^{\frac{1}{3}} \tag{56}$$

D'une façon plus générale, la densité du flux de chaleur s'exprime de la façon suivante :

$$q_p = h(T_p - T_\infty) = 2 \frac{\lambda}{\Delta} (T_p - T_\infty) \tag{57}$$

Or,

$$Nu_x = \frac{hx}{\lambda} = \frac{2x}{\delta} \frac{\delta}{\Delta} = 0.36 Re_x^{0.5} Pr^{1/3} \tag{58}$$

Le flux global est obtenu par intégration de q_p entre $x = 0$ et $x = L$. Le nombre de Nusselt moyen sur la surface de longueur L est donc :

$$Nu_L = 0.73Re_x^{0.5}Pr^{1/3} \quad (59)$$

Dans la littérature, il existe des valeurs empiriques des coefficients déterminants le nombre de Nusselt en fonction des paramètres de l'environnement (fluide, paroi, angle d'incidence, etc.) [Padet 16]. Le nombre de Nusselt moyen expérimental varie donc en fonction de divers paramètres tels que le régime d'écoulement et l'incidence. Il est donc nécessaire de caractériser expérimentalement ce coefficient afin de comparer et caler le modèle analytique. Il est cependant peu probable que ce soit un régime laminaire et stable. Néanmoins, ce raisonnement montre la corrélation du nombre de Nusselt en fonction du nombre de Reynolds et du nombre de Prandtl.

Il devient alors possible d'établir des abaques sur cette équation, permettant de déterminer le type d'écoulement en fonction des paramètres de l'azote liquide. La [Figure 2.6](#) illustre une table corrélant le nombre de Nusselt en fonction des nombres de Prandtl et Reynolds basés sur l'équation (59).

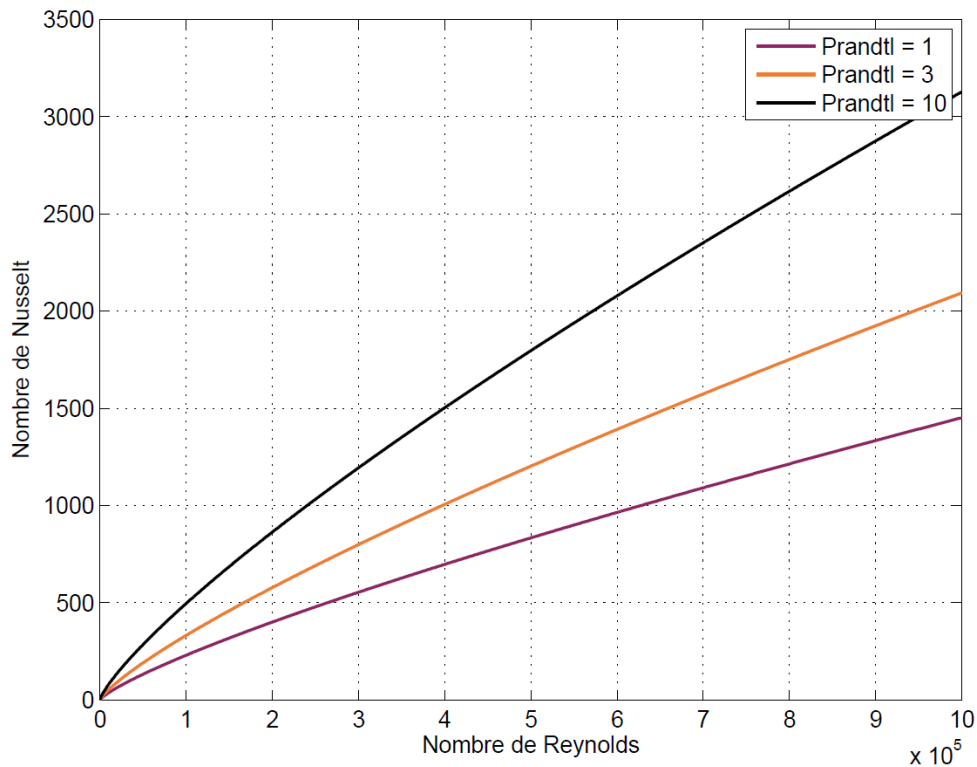


Figure 2.6 : Nombre de Nusselt en fonction du nombre de Reynolds et de Prandtl

Cet abaque permet de déterminer visuellement le nombre de Nusselt en connaissant le nombre de Reynolds et le nombre de Prandtl. $h = \frac{NuD}{\lambda}$. Le flux thermique convectif transmis à la plaque peut ainsi être estimé. $d\varphi = h(T_p - T_\infty)SdS$

2.1.1.3 Régime d'écoulement du fluide

Le raisonnement analytique mis en place permet d'obtenir un modèle prédictif de l'évolution du coefficient de convection h en fonction des paramètres de l'expérimentation. La construction des abaques anticipe sur le type d'écoulement en fonction des paramètres d'expérimentation choisis telle que la caractérisation d'un régime turbulent ou laminaire (nombre de Reynolds). L'approximation de h (W/m²K) permet de redimensionner les expérimentations. Il est donc nécessaire d'établir un domaine d'utilisation de l'azote pour l'assistance à l'usinage.

Deux paramètres sont déterminants dans l'acheminement et l'efficacité de l'azote liquide dans la zone de coupe :

- Pression du fluide à l'interface outil/matière usinée
- Proportion de phase (liquide/gaz) présente dans le fluide

L'état de l'art du premier chapitre a permis de montrer que les résultats divergents de la littérature sont notamment dus à la non-maîtrise des paramètres d'acheminement de l'azote liquide depuis le réservoir jusqu'à la zone de coupe. Le LN₂ étant volatile en fonction des changements de température, il est très difficile de standardiser l'assistance cryogénique en garantissant des températures et pressions répétables. L'environnement dans lequel se déroule l'expérimentation est influent sur la mécanique des fluides.

Ainsi, divers phénomènes directement liés aux propriétés de l'azote et aux paramètres d'acheminement peuvent se produire au cours de deux essais identiques. L'expérience la plus flagrante est celle du phénomène de « respiration/pompage ». Pendant la projection d'azote, la phase liquide n'est expulsée vers la zone de coupe que partiellement. Il y a un souffle de gaz avec des éruptions de liquide. Ceci est dû à la transformation de phase. Lorsque, pour diverses raisons, un choc thermique apparaît entre l'azote et l'environnement (flexible, outils...) la phase liquide se transforme en gaz. Ce dernier, remontant dans les conduits, bloque la pulvérisation de liquide.

Afin de caractériser le régime d'écoulement présent, que cela soit en zone de coupe ou dans les flexibles acheminant l'azote liquide, il est nécessaire d'étudier les changements subis par le fluide face à son environnement. Le domaine d'utilisation de l'azote liquide pour les diverses expérimentations a été fixé avec les paramètres suivants :

- Pression comprise entre 1 et 15 bars

Pour des raisons de stockage, les réservoirs couramment utilisés sont conditionnés par gammes de pression, de basse à haute pression. Les pompes spécifiques pour l'acheminement de fluide cryogénique ne correspondent pas aux attentes de l'usineur : passage du LN₂ par centre broche, petit diamètre de conduites, longue distance entre la sortie de réservoir et l'outil.

- Phase liquide variant de 10% à 90% du total du volume projeté

En raison des divers problèmes thermiques évoqués ci-dessus, la phase est une variable évoluant constamment. Avec les propriétés du fluide évoquées dans les paragraphes précédents, il apparaît que les conséquences thermiques de l'impact d'un jet d'azote sur la matière sont variables. Il est difficile de mesurer ce pourcentage de phases, afin d'évaluer la thermique mise en œuvre. Des solutions optiques existent mais restent binaires (mesure de phase 100% liquide ou 100% gazeuse) [Pusavec et al. 16].

- Écoulement horizontal

L'acheminement du fluide cryogénique est supposé horizontal. Le séparateur de phases développé en interne pour les essais de fraisage, est installé sur une MOCN fraiseuse SAGEM 4 axes à broche horizontale.

Afin de situer les divers régimes d'écoulement possibles avec cette gamme de pression et de phase, un raisonnement analytique sur un diagramme de Baker est conduit. Aucune technique standard n'a été développée pour la prédiction du régime d'écoulement. Cependant, le diagramme de Baker, illustré à la [Figure 2.7](#), a été utilisé comme guide dans la prédiction du régime d'écoulement à deux phases dans les conduites horizontales de systèmes cryogéniques. Un exposé complet sur l'écoulement de fluide biphasique a été rédigé par Collier [Collier et al. 94]. Une carte semblable des flux similaires pour les conduites verticales a été présentée par Hewitt et Roberts [Roberts 69].

Ce type de diagramme permet d'obtenir une idée (non exhaustive) du régime d'écoulement fluide auquel s'attendre avec des paramètres d'entrée tels que le débit ou le pourcentage de phase liquide/gaz. Il est ainsi possible d'anticiper sur l'utilisation de l'azote liquide en conditions déterminées et d'agir en conséquence : augmentation/réduction du débit et/ou des diamètres de conduites, besoin d'une séparation de phase ou encore longueur des flexibles acheminant le LN₂.

Avec les conditions d'utilisation estimées précédemment, le domaine d'utilisation du LN₂ sur le diagramme de Baker peut être tracé : phase variant de 10% à 90% de liquide et pression évoluant de 1 à 15 bars.

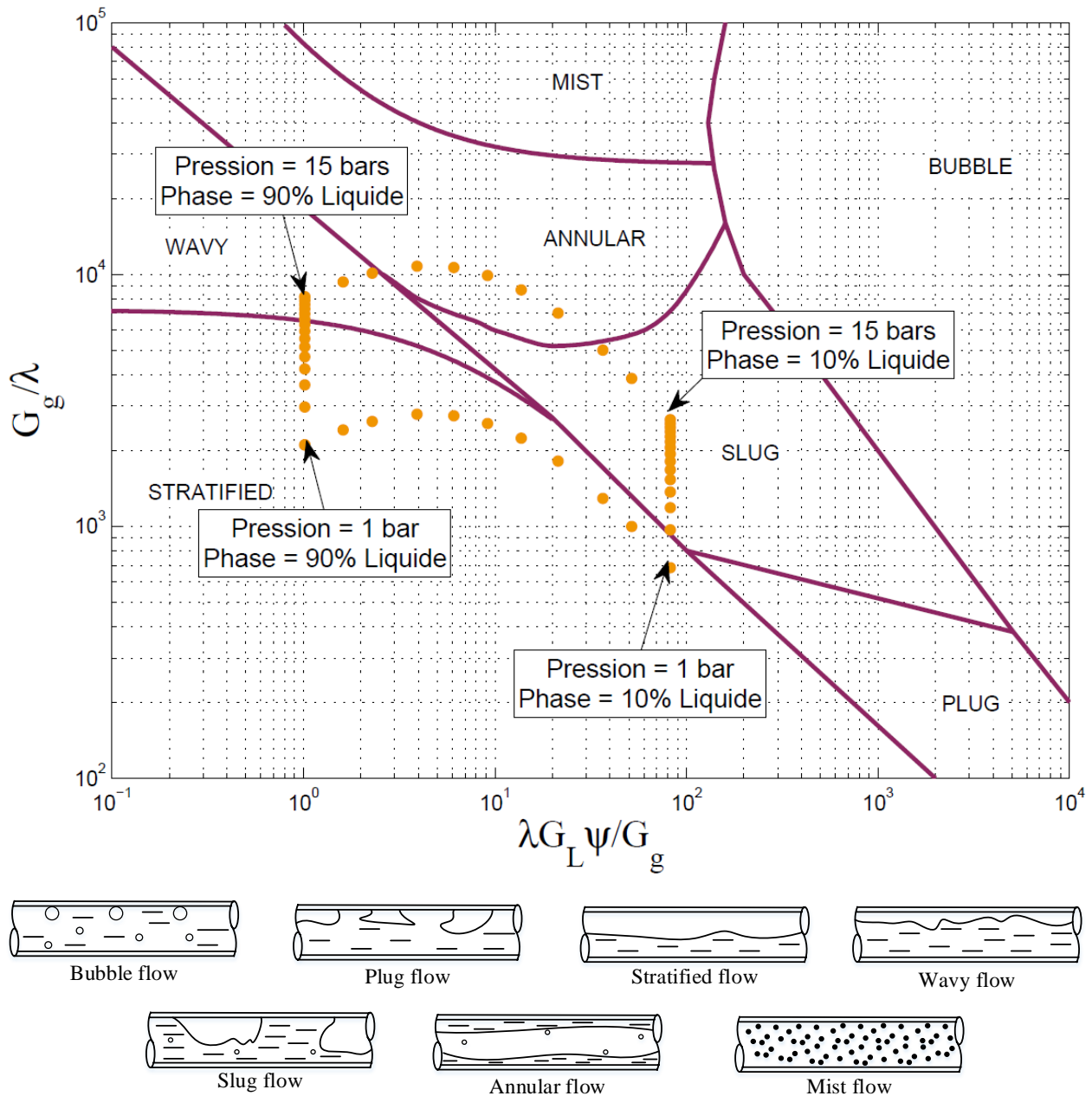


Figure 2.7 : Diagramme de Baker d'un écoulement horizontal de LN₂ [Barron 99]

Différents régimes d'écoulement sont répertoriés et dénombrés à la Figure 2.7 :

- Bubble flow : Des bulles de vapeur sont formées dans l'écoulement liquide et ont tendance à se situer dans le haut de la conduite ;
- Plug flow : Lorsque la teneur en vapeur de l'écoulement augmente, les bulles de vapeur s'agglomèrent et se rejoignent dans la partie supérieure du tube ;
- Stratified flow : Pour de faibles vitesses d'écoulement du gaz et du liquide, les deux phases se séparent et fluidifient l'acheminement. Cet écoulement stratifié, dans les

lignes de transfert non isolées, peut entraîner de fortes contraintes thermiques et des déformations du tuyau. Ce phénomène est dû aux différences importantes des capacités de refroidissement des deux phases du LN₂ ;

- Wavy flow : Avec l'augmentation de la vitesse de la phase gazeuse, les forces de cisaillement entre les deux phases augmentent. Des vagues se forment à la surface du liquide ;
- Slug flow : Une augmentation supplémentaire de la vitesse de la vapeur amène les ondes à l'interface liquide-vapeur à atteindre des proportions telles que des bulles volumineuses de vapeur se propagent le long du flux ;
- Annular flow : À des vitesses de vapeur élevées, la phase liquide plus dense est éjectée vers l'extérieur du tube et la vapeur s'écoule le long des parois. Des gouttelettes de liquide peuvent être présentes dans le noyau de vapeur. En écoulement horizontal, l'anneau liquide est plus large au bas du tuyau que sur le dessus ;
- Mist flow : Aux plus hautes vitesses, le régime d'écoulement annulaire est déchiré par les forces de cisaillement entre liquide et gaz. Le liquide se dissout dans la phase gazeuse.

La caractérisation du type d'écoulement en fonction des paramètres d'utilisation de l'assistance cryogénique est un point non négligeable de la maîtrise du procédé. Cette description de chacun des types de flux répertoriés permet de comprendre qu'une utilisation aléatoire de l'azote liquide pour assistance à l'usinage peut être inefficace.

Afin d'établir le type de régime d'écoulement qui peut se produire lors de l'utilisation d'azote liquide dans une conduite horizontale, il est nécessaire de tracer le domaine d'utilisation sur le diagramme de Baker de la [Figure 2.7](#). Avec les conditions expérimentales fixées en début de paragraphe, les valeurs suivantes sur l'échelle logarithmique du diagramme sont définies :

$$\lambda = \sqrt{\frac{\rho_G \rho_L}{\rho_a \rho_\omega}} \quad (60)$$

$$\psi = \left(\frac{\sigma_\omega}{\sigma_L}\right) \left(\frac{\mu_L}{\mu_\omega} \left(\frac{\rho_\omega}{\rho_L}\right)^2\right)^{1/3} \quad (61)$$

Débit massique de liquide par unité de surface :

$$G_L = (1 - x)G \text{ (kg/s.m}^2\text{)} \quad (62)$$

Débit massique de vapeur par unité de surface :

$$G_G = xG \text{ (kg/s.m}^2\text{)} \quad (63)$$

Avec : ρ_G = masse volumique de la phase gazeuse
 ρ_L = masse volumique de la phase liquide

ρ_a = masse volumique de l'air
 ρ_ω = masse volumique de l'eau
 σ_ω = tension de surface de l'eau
 σ_L = tension de surface de l'azote liquide
 μ_L = viscosité de l'azote liquide
 μ_ω = viscosité de l'eau

Cette étude analytique met en évidence la difficulté du travail avec le LN₂ en usinage. Son utilisation en conditions données révèle une pluralité de types d'écoulements horizontaux possibles. La zone jaune tracée sur le diagramme de Baker entoure un « nœud » d'écoulement. En effet, au centre de ce domaine se trouve la frontière entre quatre types de flux différents : « annular », « wavy », « slug » et « stratifié ». Cela signifie que, dans un flexible horizontal acheminant du LN₂, le flux est instable si les conditions d'utilisation changent au cours de l'acheminement. Sans régulation lors d'une expérimentation (stabilisation de la pression, du débit et de la phase), l'efficacité de cette technologie peut radicalement changer, passant d'un flux régulier et liquide (« wavy ») à une remontée de la phase gazeuse dans les flexibles (« slug »), perturbant son acheminement. L'état de l'art présenté dans le premier chapitre a montré que l'efficacité de l'assistance cryogénique est maximisée pour un fluide présent dans sa phase majoritairement liquide. Dans le cas défini et représenté par la [Figure 2.7](#), l'efficacité du LN₂ sera maximisée pour la gamme haute de pression et pour une phase liquide importante (15 bars et 90% de phase liquide).

2.1.2 Etude de l'écoulement d'azote liquide en conditions simplifiées

Cette première partie du second chapitre montre l'importance qu'il faut accorder à l'égard des conditions d'acheminement du LN₂. Dans la continuité d'une compréhension phénoménologique, une description analytique d'un écoulement de LN₂ dans un tube horizontal simple est proposée. L'objectif est de quantifier et interpréter l'influence sur les paramètres d'entrée que peut avoir la circulation d'azote liquide dans un tube simple. Cette étude se divise en deux parties distinctes. Tout d'abord, une modélisation analytique est proposée avec résolution des équations de Navier-Stokes et de la chaleur avant d'être complétée par des simulations CFD dans un second temps. La compréhension du comportement du fluide permet ainsi le développement de méthodes et moyens appropriés. Il sera possible de s'appuyer sur ces résultats pour optimiser des outils spécifiques dédiés à l'assistance cryogénique. Parmi les travaux présentés ci-dessous, plusieurs sont le fruit de développements réalisés au cours d'un stage de master recherche piloté en support de ces travaux de thèse [Tahri et al. 17] .

2.1.2.1 Modélisation analytique de l'écoulement de LN₂ dans un cas simplifié

L'acheminement du LN₂ depuis le réservoir de stockage jusqu'à la pointe de l'outil passe par diverses étapes. Pour les essais de fraisage menés au cours de ce projet de thèse, une fraiseuse à axe horizontal a été dédiée à l'assistance cryogénique. Avant d'arriver dans les conduites du corps de l'outil, le LN₂ passe par le centre broche de la MOCN (cf. Figure 4.2 du Chapitre 4). La canule d'acheminement du fluide est assimilable à un tube en alliage de Ti6Al4V de diamètre 6 mm et de longueur 400 mm.

Cette étude est centrée sur l'analyse de l'écoulement du LN₂ dans un tube horizontal. Le modèle analytique développé permet d'étudier le comportement du fluide. Le système est analysé en faisant varier les paramètres de pressions et de températures à l'entrée. Une résolution de proche en proche des équations de Navier-Stokes et de la chaleur par discrétisation spatiale est proposée.

La Figure 2.8 schématise la modélisation analytique par différence finie. Le volume du conduit est discrétisé en éléments plans de 1 mm de côté.

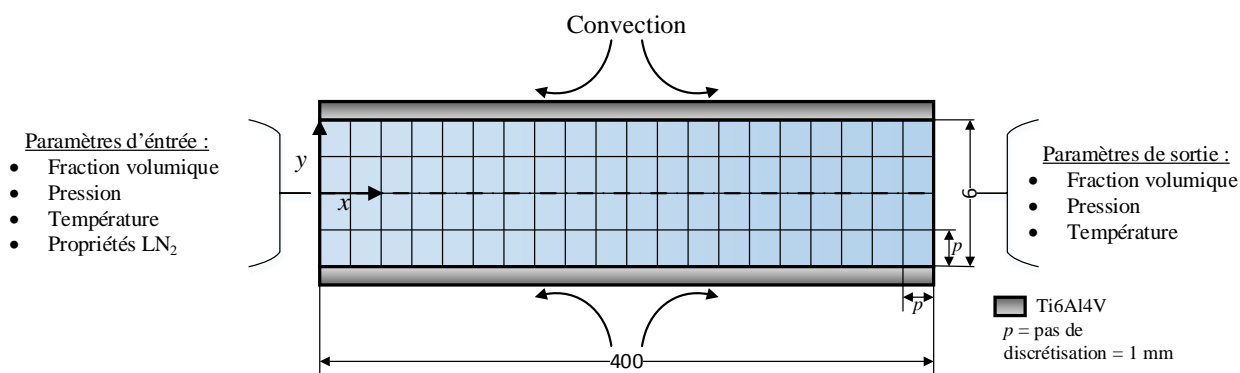


Figure 2.8 : Schématisation de la modélisation analytique par différences finies avec discrétisation spatiale

La méthode de résolution par différences finies repose sur deux notions : la discrétisation des opérateurs de dérivation et la convergence du schéma analytique obtenu. Ce problème de résolution de dérivées partielles amène à établir les données suivantes :

- Domaine de discrétisation : plan de 400 mm x 6 mm en éléments $p = 1$ mm de côté
- Conditions aux limites : fluide laminaire ; tube parfait (cylindricité et état de surface) ;
- Conditions initiales : Convection naturelle sur les parois extérieures ; Température extérieure de 20 °C ; Pression du fluide : 4 bars ; Température LN₂ : 77 K ; Fraction volumique : 70/30 liquide/gaz ; Propriétés intrinsèques du LN₂ répertoriées aux [Tableau 2.1](#) et [Tableau 2.2](#).

La discrétisation des opérateurs différentiels est définie par les formules de Taylor pour des approximations du 2nd ordre en p . Pour un point x et une valeur du pas p de discrétisation telle qu'une fonction u soit n fois dérivable sur l'intervalle $[x-p, x+p]$, alors :

$$\frac{\partial u}{\partial x} \approx \frac{u(x+p) - u(x-p)}{2p} \quad (64)$$

Cette formulation présente l'avantage de la discrétisation 1D, là où un solveur CFD procède habituellement en 3D. Le calcul est donc rapide mais peu précis. Il expose une tendance simplifiée du résultat de la résolution spatiale complète et temporelle des équations de Navier-Stokes et de la chaleur. Le tube est discrétisé en N nœuds de coordonnées x_i (i variant de 1 à N), comme présenté en [Figure 2.8](#).

Le champ de température $T(x,t)$ vérifie l'équation de la chaleur :

$$\frac{\partial T}{\partial t} = -k \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = 0 \quad (65)$$

Avec : $k = \frac{\lambda}{\rho c_p}$ la diffusivité thermique du matériau considéré (66)

A cette équation aux dérivées partielles (EDP) s'applique les conditions aux limites définies précédemment se traduisant par :

- $T(0,t) = T_f$ et $T(400,t) = T_g$

La condition initiale de temps est traduite par :

- $T(x,0) = T_0$

La discrétisation suivante est issue de la méthode explicite de Von Neumann [Allaire 05] :

$$\left(\frac{\partial T}{\partial t}\right)_i^n = \frac{T_i^{n+1} - T_i^n}{\Delta t} \quad (67)$$

$$\left(\frac{\partial T}{\partial x^2}\right)_i^n = \frac{T_i^{n+1} - 2T_i^n + T_{i-1}^n}{\Delta x^2} \quad (68)$$

En posant : $\chi = k \frac{\Delta t}{\Delta x^2}$ la température à l'itération $n+1$ s'écrit :

$$T_i^{n+1} = \chi T_{i-1}^n + (1 - 2\chi)T_i^n + \chi T_{i+1}^n \quad i \text{ variant de } 1 \text{ à } N-1 \quad (69)$$

(Condition de stabilité du schéma numérique : $k \frac{\partial t}{\partial x^2} \leq \frac{1}{2}$)

Soit sous forme matricielle :

$$\begin{bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ \vdots \\ T_{N-2} \\ T_{N-1} \end{bmatrix}^{n+1} = \begin{bmatrix} 1 - 2\chi & \chi & 0 & \dots & 0 \\ \chi & 1 - 2\chi & \chi & \dots & 0 \\ \vdots & \ddots & \ddots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \chi & 1 - 2\chi & \chi \\ 0 & 0 & 0 & \chi & 1 - 2\chi \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ \vdots \\ T_{N-2} \\ T_{N-1} \end{bmatrix}^n + \chi \begin{bmatrix} T_f \\ 0 \\ \vdots \\ 0 \\ T_g \end{bmatrix}$$

La discrétisation de l'équation de Navier-Stokes s'effectue de la même façon avec $u(x,t)$ le vecteur vitesse en tout point x à l'instant t :

$$\rho \left(\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} \right) = - \frac{\partial P}{\partial x} + \mu \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \right) \quad (70)$$

$$\rho \left(\frac{\partial v}{\partial t} + u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial v}{\partial y} \right) = - \frac{\partial P}{\partial y} + \mu \left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} \right) \quad (71)$$

L'ensemble des détails du calcul de discrétisation des équations de Navier-Stokes n'est pas présenté ici. Il est inspiré de plusieurs ouvrages notamment les thèses de T. Marcel [Marcel 11] et R. Agroum [Agroum 14].

Par cette méthode, il est donc possible de calculer pas à pas les changements en termes de pression, de température et de phase opérant dans une conduite avec un flux de LN₂. Les résultats de cette discrétisation sont présentés dans la [Figure 2.9](#).

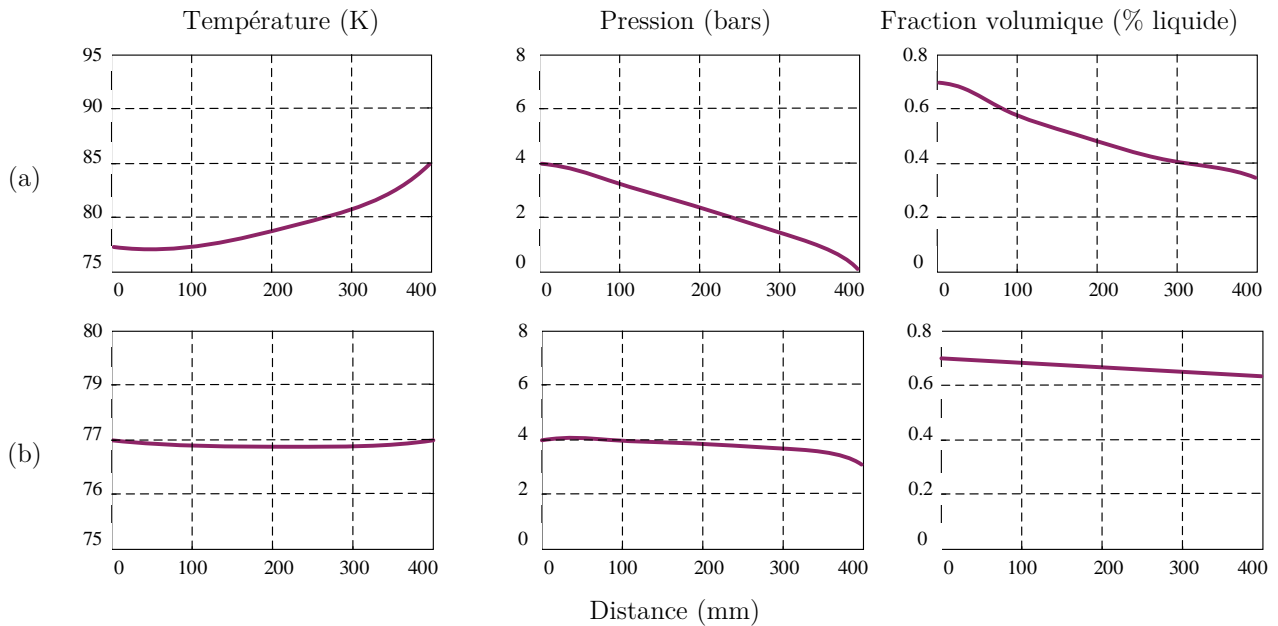


Figure 2.9 : Evolution de la température, de la pression et de la fraction volumique en fonction de la position dans le tube de LN₂. (a) Régime transitoire (à $t = 20$ s) ; (b) Régime permanent (à $t = 200$ s).

La [Figure 2.9](#) montre l'évolution des paramètres d'entrée de l'écoulement du LN₂ dans un tube en fonction de la longueur de ce dernier. Dans un régime transitoire, la température augmente, la pression diminue et la fraction volumique chute. Ceci est la conséquence directe d'un choc thermique entre le fluide et la paroi de la conduite. Le LN₂ se réchauffe au-delà du seuil d'ébullition entraînant une augmentation de la phase gazeuse. La fraction volumique de liquide étant une conséquence directe de l'évolution de la température, cette dernière diminue. Dans le cas d'un régime permanent, les paramètres d'entrée du LN₂ sont stables en fonction de la distance parcourue par l'écoulement dans le tube.

Une analogie avec les phénomènes souvent observés lors de l'utilisation de l'assistance cryogénique en usinage est possible. Lorsque le LN₂ ne sort que sous forme gazeuse en pointe d'outil, la phase transitoire n'est pas terminée. Les phases pré-usinage de mise en froid sont importantes et peuvent-être parfois longues en fonction des technologies d'acheminement choisies. Plus la longueur des conduites entre le réservoir et l'outil est importante, plus la période de mise en froid est longue. Si le régime permanent n'est pas atteint, l'efficacité de l'assistance cryogénique restera limitée.

Ces travaux de résolution élémentaire des équations de Navier-Stokes et de la chaleur, permettent de mettre en évidence l'importance fondamentale des paramètres d'entrée du fluide cryogénique dans une conduite simple. Ils conditionnent directement l'efficacité recherchée du LN₂ en zone de coupe.

2.1.2.2 Modélisation CFD d'azote liquide dans des conduites simples

L'écoulement de l'azote liquide au travers du tube précédemment décrit en [Figure 2.8](#) est simulé à l'aide d'un logiciel de CFD : StarCCM+, développé par la société CD-Adapco. L'objectif est de comprendre l'influence de la fraction volumique du LN₂ sur la température du fluide en sortie. Cette étude permet de comprendre ce qui se passe lorsque le fluide cryogénique circule dans une conduite simple.

Le modèle géométrique choisi est en 2D. Le tube étant axisymétrique, un quart de section de la géométrie complète est représenté. La [Figure 2.11](#) représente la modélisation géométrique ainsi que la stratégie de maillage adoptée.

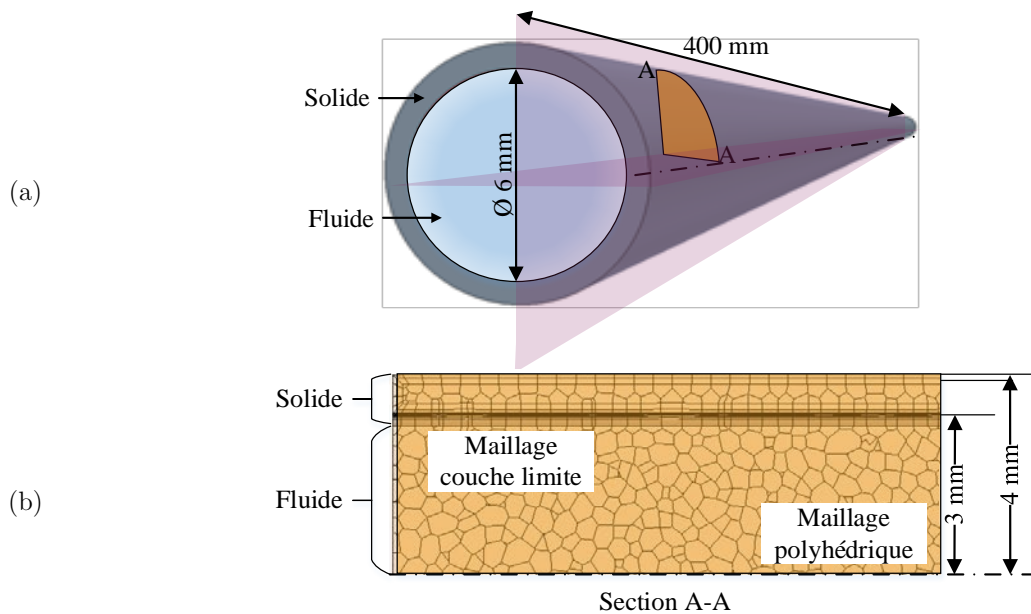


Figure 2.10 : Modélisation géométrique du tube (a) avec maillage (b)

Le maillage est polyédrique. La qualité de ces éléments repose sur la minimisation des éléments présentant des distorsions avec une bonne résolution dans les zones à fort gradients (température, pression etc...). Une couche limite entre la partie fluide et le corps d'alliage de Ti6Al4V est raffinée. Le détail du maillage de cette simulation est récapitulé dans le [Tableau 2.3](#).

Maillage	Surface remesher Polyhedral mesher Prism layer mesher
Base size	1 mm
Number of prism layer	10
Prism layer stretching	1.5
Prism layer total thickness	Percentage of base : 33.3 Absolute size : $3.32 \cdot 10^{-4} \text{m}$

[Tableau 2.3](#) : Caractéristiques du maillage

- Surface remesher : permet de réaliser un maillage surfacique et de reconstruire les irrégularités de la géométrie
- Prism layer mesher : Maillage de couches limites
- Base size : longueur de référence pour la taille des mailles

La modélisation physique mise en place dans cette simulation est décrite par le [Tableau 2.4](#).

Enabled models	Two dimensional
Time	Implicit unsteady
Eulerian multiphase model	VOF
Regime	Turbulent
Reynolds-Average Turbulence	K-Epsilon turbulence
Optional model	Segregated multiphase Temperature Gravity

[Tableau 2.4](#) : Modélisation physique de l'écoulement de LN_2 dans un tube

- Implicit unsteady : Solveur de calcul contrôlant la mise à jour des résultats en fonction du pas de temps physique choisi.
- VOF (Volume Of Fluid) : Modèle multiphasique permettant de simuler des flux à plusieurs phases immiscibles. Résolution des interfaces entre les phases et la mixture.
- Base size : Longueur de référence pour la taille des mailles

La simulation présentée et résumée par le [Tableau 2.3](#) et le [Tableau 2.4](#) permet d'enrichir le modèle analytique décrit dans le paragraphe précédent. Le régime est considéré turbulent ($\text{Re} > 2500$) même si ce cas simple est en réalité laminaire. Cette supposition est en adéquation avec la réalité de l'acheminement du LN_2 dans la zone de coupe. La complexité des canaux, la longueur des flexibles et la pulvérisation finale vers l'interface outil/matière tendent vers une mécanique des fluides turbulentes. Un rapide calcul du nombre de Reynolds permet de justifier cette hypothèse :

$$R_e = \frac{\rho VL}{\mu} \quad (72)$$

Soit : $3250 < R_e < 8.2 \cdot 10^6$ (73)

Ceci considère les différentes caractéristiques du fluide présentées dans le [Tableau 2.1](#) et [Tableau 2.2](#) ainsi qu'une gamme de pression comprise entre 2 bars et 6 bars.

En faisant varier les fractions volumiques et la pression à l'entrée du tube, les résultats sont présentés à la [Figure 2.11](#) en régime transitoire ($t = 20$ s) et en régime permanent ($t = 200$ s). Les températures sur l'axe de révolution du tube sont présentés.

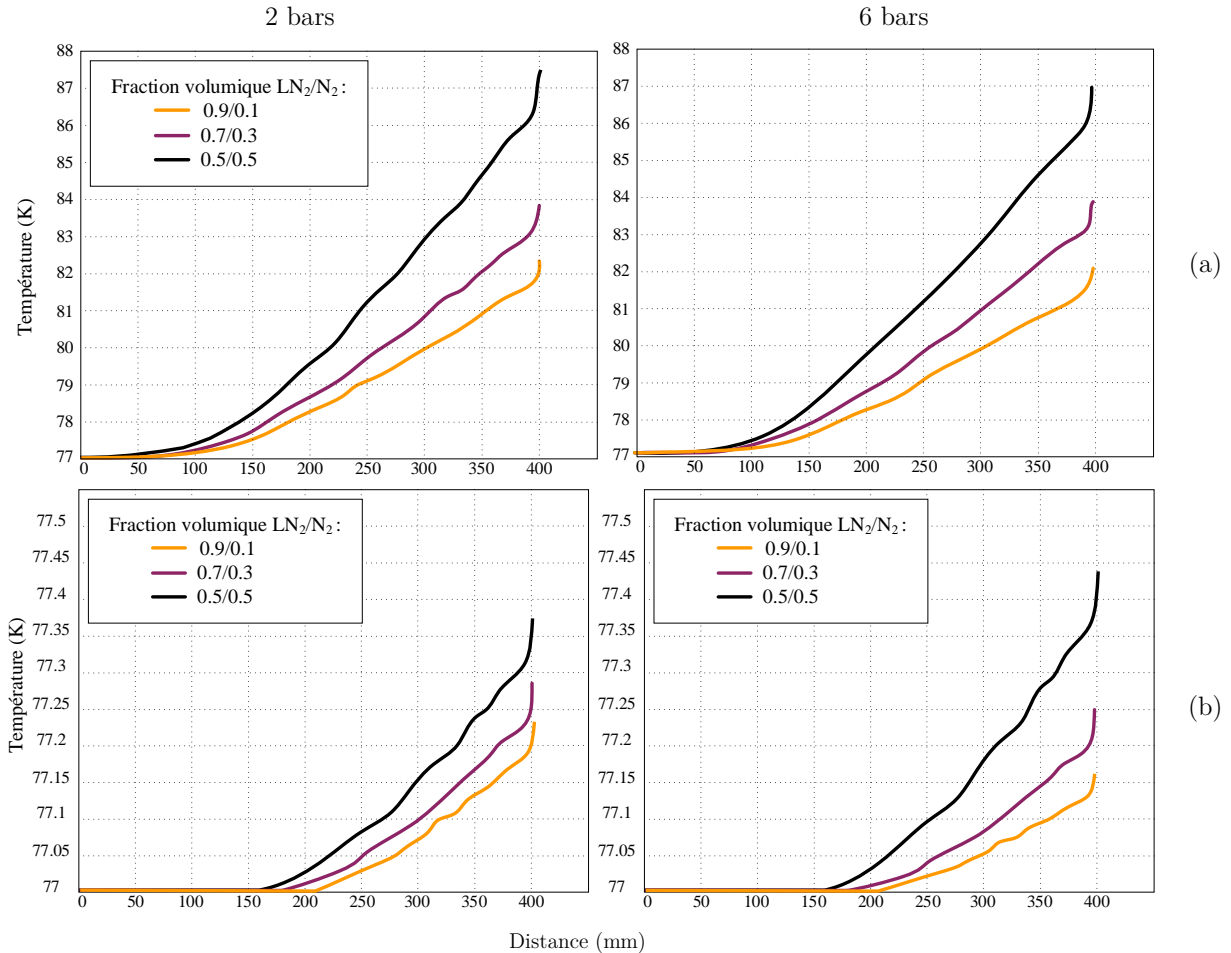


Figure 2.11 : Evolution de la température dans un tube en fonction de la fraction volumique. (a) Régime transitoire (à $t = 20$ s). (b) Régime permanent (à $t = 200$ s).

La variation de fraction volumique influe sur la température en sortie du tube (Distance = 400 mm). La tendance d'évolution des 3 courbes est identique. L'information essentielle de cette expérimentation numérique est la nécessité d'avoir une fraction volumique LN₂/N₂ la plus forte possible pour conserver une efficacité thermique importante lorsque le LN₂ est projeté vers la zone de coupe. La pression ne joue pas un rôle prédominant dans l'influence sur la température en fonction de la distance. Une forte proportion de liquide (90%) corrélée à une pression de 6 bars donne les meilleurs résultats en termes de basses températures en sortie. Cela se traduit dans les

expérimentations en usinage par l'implantation d'un séparateur de phases entre la sortie du réservoir et l'entrée des conduites d'acheminement vers l'outil (cf. Figure 4.2 du Chapitre 4).

La Figure 2.12 illustre une comparaison entre les modèles CFD et analytiques. Le cas le plus favorable d'une fraction volumique LN_2/N_2 de 0.9/0.1 a été repris et comparé dans le cas d'une simulation en mécanique des fluides et dans le cas du calcul analytique par différences finies.

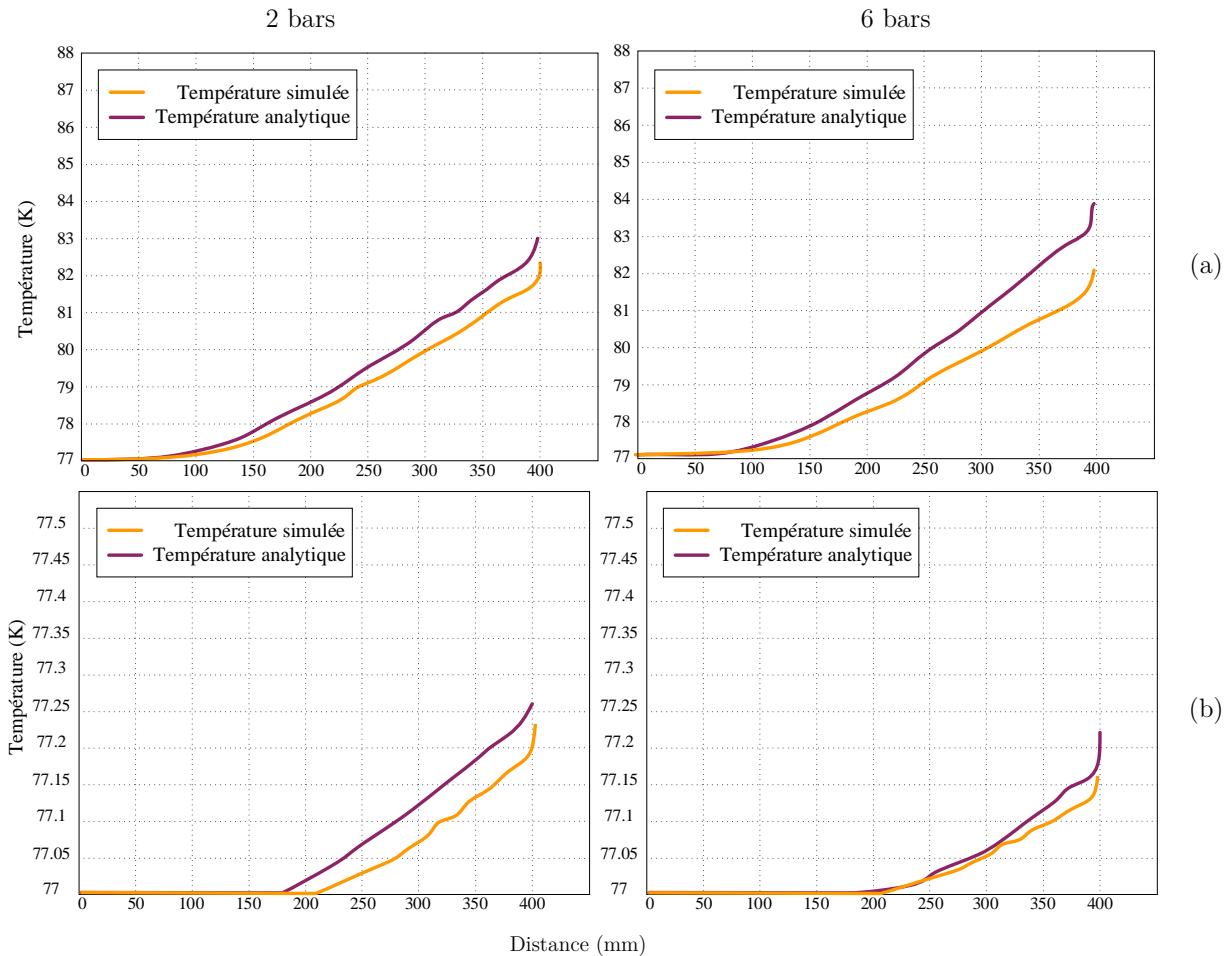


Figure 2.12 : Comparaison des modélisations analytiques et CFD ; a) Régime transitoire ; b) Régime permanent

On constate qu'il y a une différence de l'ordre de 7% sur la température maximale atteinte en sortie de tube entre les courbes analytiques et CFD. Cela s'explique par la méthode employée dans le calcul analytique des températures. La première hypothèse considérée est un écoulement laminaire et sans ébullition, alors que le modèle CFD tient compte de ces phénomènes physiques. Enfin, le maillage des deux modèles est différent. Dans le cas de la CFD, un maillage polyédrique est particulièrement optimisé pour la mécanique des fluides. Les valeurs calculées, au pas de temps précédent, sont directement stockées dans le barycentre des cellules entre les nœuds des mailles. Elles possèdent un plus grand nombre de « proches voisins » permettant une meilleure évaluation des gradients.

L'objectif est ensuite de s'intéresser à l'impact de la géométrie des conduites sur LN₂. Afin de comprendre l'impact du dimensionnement des canaux d'acheminement du LN₂, dans l'outil ou en amont, des simulations, reprises sur les précédentes, ont été conduites. La géométrie du tube change avec un angle compris entre 0° et 90°. La Figure 2.13 illustre cette nouvelle géométrie ainsi que le maillage.

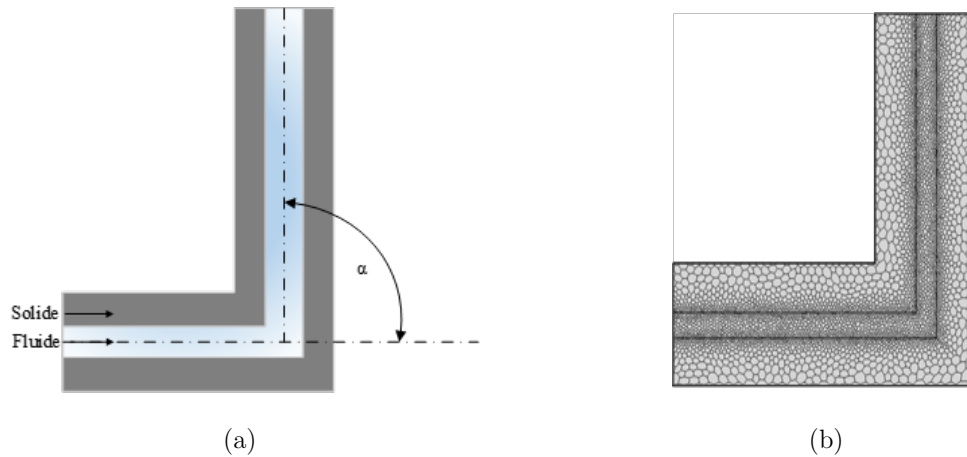


Figure 2.13 : Géométrie du coude (a) et maillage (b)

Les résultats de l'évolution de la température entre l'entrée et la sortie du tube en fonction de l'angle du coude, sont présentés par la Figure 2.14.

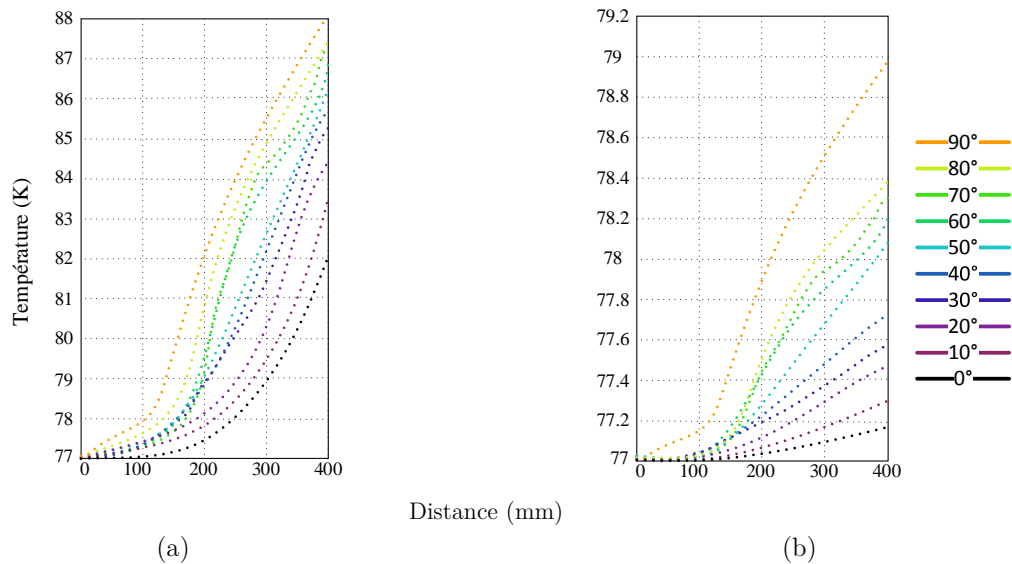


Figure 2.14 : Evolution de la température au centre du coude en régime transitoire (a) et permanent (b) en fonction de l'angle α

L'impact de l'angle de coude sur la température de sortie du LN₂ n'est pas négligeable. En régime transitoire, l'élévation de température entre un tube droit et un coude de 90° est de 8 K. En régime permanent, sur ce même intervalle, l'élévation de température est de 2 K. Cette élévation de température est la conséquence d'un changement de phase. De l'azote gazeux apparaît en sortie de conduite. D'autres types de régimes d'écoulements sont alors induits, définis dans le diagramme de Baker (Figure 2.7). Les conséquences de cette transition d'écoulement en fonction de l'évolution des proportions de phases sont des perturbations d'acheminement du fluide cryogénique. Sans des conduites d'acheminement optimisées, l'évolution des propriétés du LN₂ entraîne des phénomènes tels que la pulvérisation par saccades ou encore par mélange de phases liquide/gaz invisibles en utilisation régulière. La thermique induite sur l'interface outil/copeau devient différente et difficilement quantifiable.

Cette partie de second chapitre a permis de mettre en évidence la difficulté de compréhension des phénomènes engendrés par cette technologie en amont de la problématique de l'usinage. Un travail de compréhension phénoménologique est nécessaire avant d'usiner un matériau avec une assistance cryogénique optimisée. C'est dans cette perspective de compréhension et d'optimisation de la thermique induite dans la zone de coupe qu'il devient nécessaire de caractériser les transferts de chaleur entre le LN₂ et le matériau usiné. L'état de l'art a montré de nombreuses divergences lors des caractérisations thermiques de l'assistance cryogénique en usinage. Il paraît indispensable de pouvoir établir des moyens et méthodes permettant une compréhension physique des transferts de chaleur. La prochaine sous partie de ce chapitre est dédiée à la caractérisation du coefficient convectif h (W/m².K) lors de la projection de LN₂ dans la zone de coupe.

2.2 Développement d'une méthode inverse en vue d'une caractérisation du coefficient convectif de transfert thermique

2.2.1 Méthodes et moyens

Parmi les interactions entre le LN₂ et le couple outil/matière lors d'un usinage avec assistance cryogénique, la dissipation de chaleur générée pendant la coupe est l'interaction la plus forte. La stratégie d'acheminement du fluide vers la zone de coupe apparaît comme étant très importante [Hong et al. 01]. L'efficacité optimale de la technologie est une pulvérisation du LN₂ en face de coupe et en face de dépouille simultanément. La Figure 2.15 illustre les différentes stratégies possibles ainsi que l'impact de la coupe sur la surface usinée.

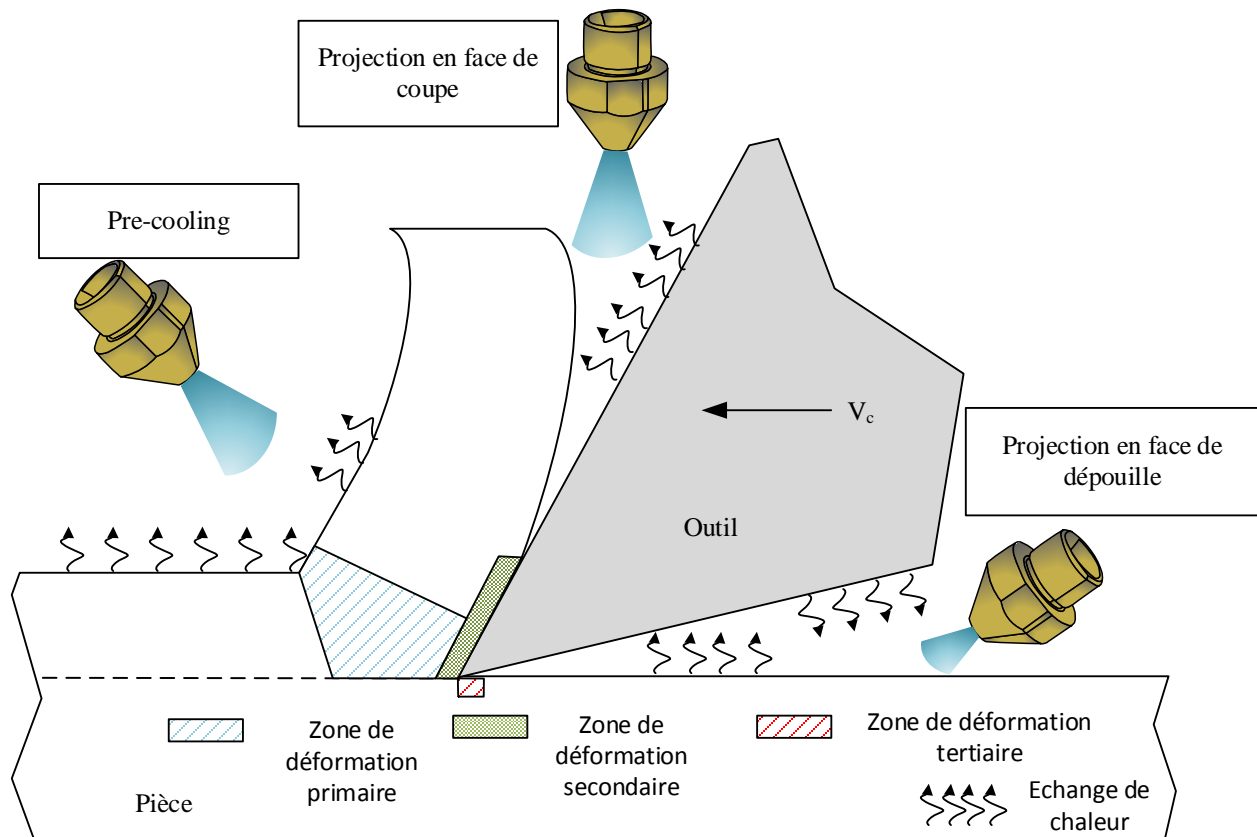


Figure 2.15 : Source de chaleur générée par la coupe et application de LN_2

La pluralité des différentes publications scientifiques sur la thermique induite en usinage avec assistance cryogénique, pose problème. Peu convergent, la caractérisation des transferts thermiques par convection n'est pas claire. Que cela soit dans des études numériques ou expérimentales, les résultats et la quantification du coefficient de transfert de chaleur convectif varie du simple au centuple. Par exemple, Hribersek [Hriberšek et al. 16] trouve un coefficient convectif h de l'ordre de $7,5 \cdot 10^4 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ sur un Ti6Al4V, alors que Jin [Jin et al. 09] identifie ce coefficient dans un ordre de grandeur de $3 \cdot 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ ou encore Pusavec [Pusavec et al. 16] estime ce dernier à $2,8 \cdot 10^5 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ pour ce même matériau. Les moyens et méthodes employés pour déterminer ce coefficient divergent. Aucun standard n'est établi et rend les interprétations difficiles. Les paramètres d'utilisation de l'azote liquide employés lors des expérimentations et/ou simulations ne sont pas comparables. En effet, dans la majorité des cas, aucune description de l'acheminement du LN_2 n'est précisée et les méthodes de détermination diffèrent.

Cette suite du chapitre 2 propose une identification du coefficient convectif de transfert de chaleur h ($\text{W/m}^2 \cdot \text{K}$) par méthode inverse ainsi qu'une description détaillée des moyens et méthodes mis en œuvre.

La situation idéale serait de proposer un modèle de l'ensemble des phénomènes provenant du réservoir jusqu'à l'interface outil/pièce, comme illustré en Figure 2.16.

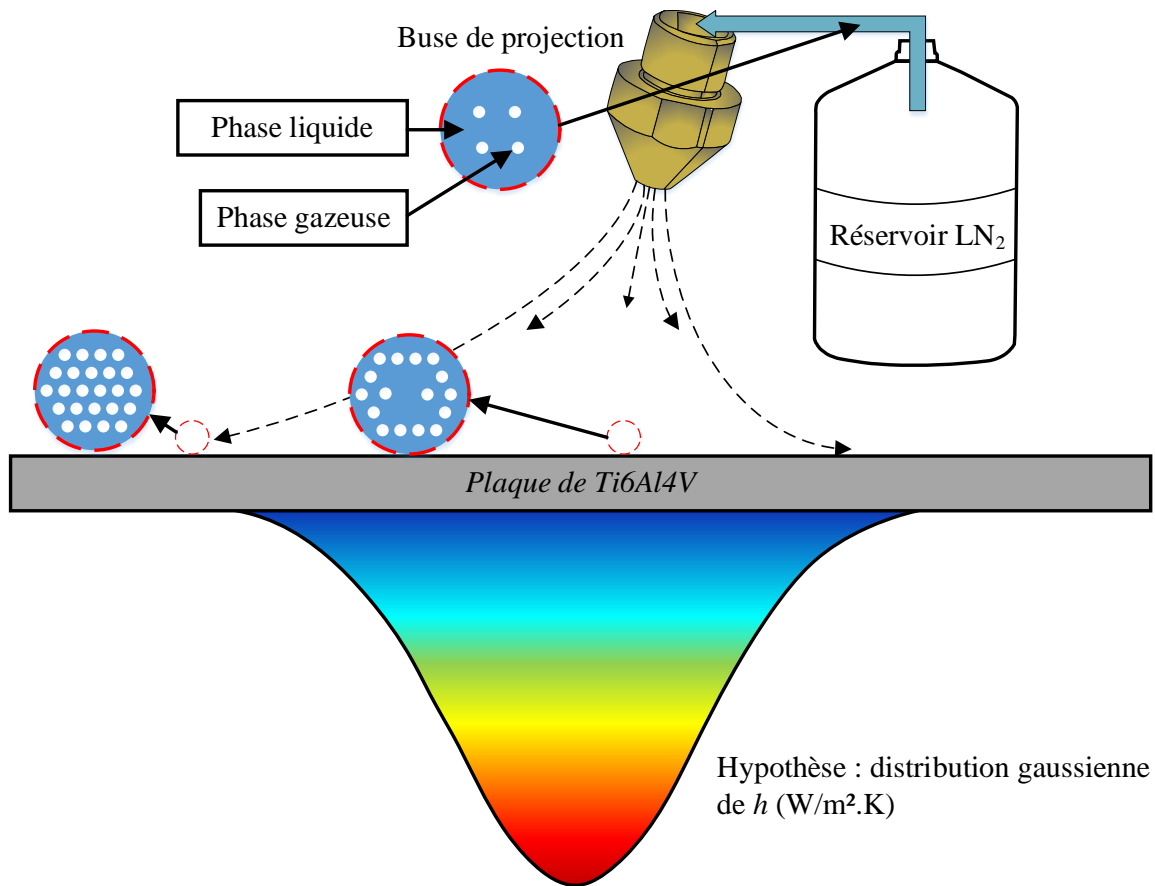


Figure 2.16 : Distribution du coefficient h et évolution du ratio LN_2/N_2

En arrivant à la buse, l'azote est principalement, mais pas uniquement, en phase liquide (cf. Figure 2.7). Ensuite, le mélange d'azote est projeté dans l'air. Une grande variation du ratio liquide/gaz se produit lors du contact avec l'air en raison de la diminution rapide de la pression et du réchauffement instantané. Enfin, le mélange entre en contact avec la plaque de titane. La différence de température entre le mélange d'azote et la surface induit des phénomènes d'ébullition, affectant fortement le transfert de chaleur entre le mélange d'azote et l'alliage de titane.

Le défi scientifique est de modéliser ces phénomènes. L'objectif du présent travail se concentre principalement sur la modélisation du transfert de chaleur entre l'azote sortant d'une buse et un échantillon de titane, comme le montre la Figure 2.16.

Un modèle numérique est étalonné à l'aide d'une configuration expérimentale dans laquelle une plaque de titane est instrumentée avec des thermocouples. Cette approche hybride permet de déterminer la répartition 3D du coefficient h ($\text{W}/\text{m}^2\cdot\text{K}$) sur la surface pour chaque condition d'essai, comme illustrée en Figure 2.17. En faisant varier les conditions d'application de l'azote (pression, diamètre de buse, distance de projection, angle de projection), il est alors possible de déterminer le paramètre le plus sensible et d'identifier un modèle global de répartition de la densité du coefficient de transfert de chaleur en fonction des conditions d'application de l'assistance cryogénique.

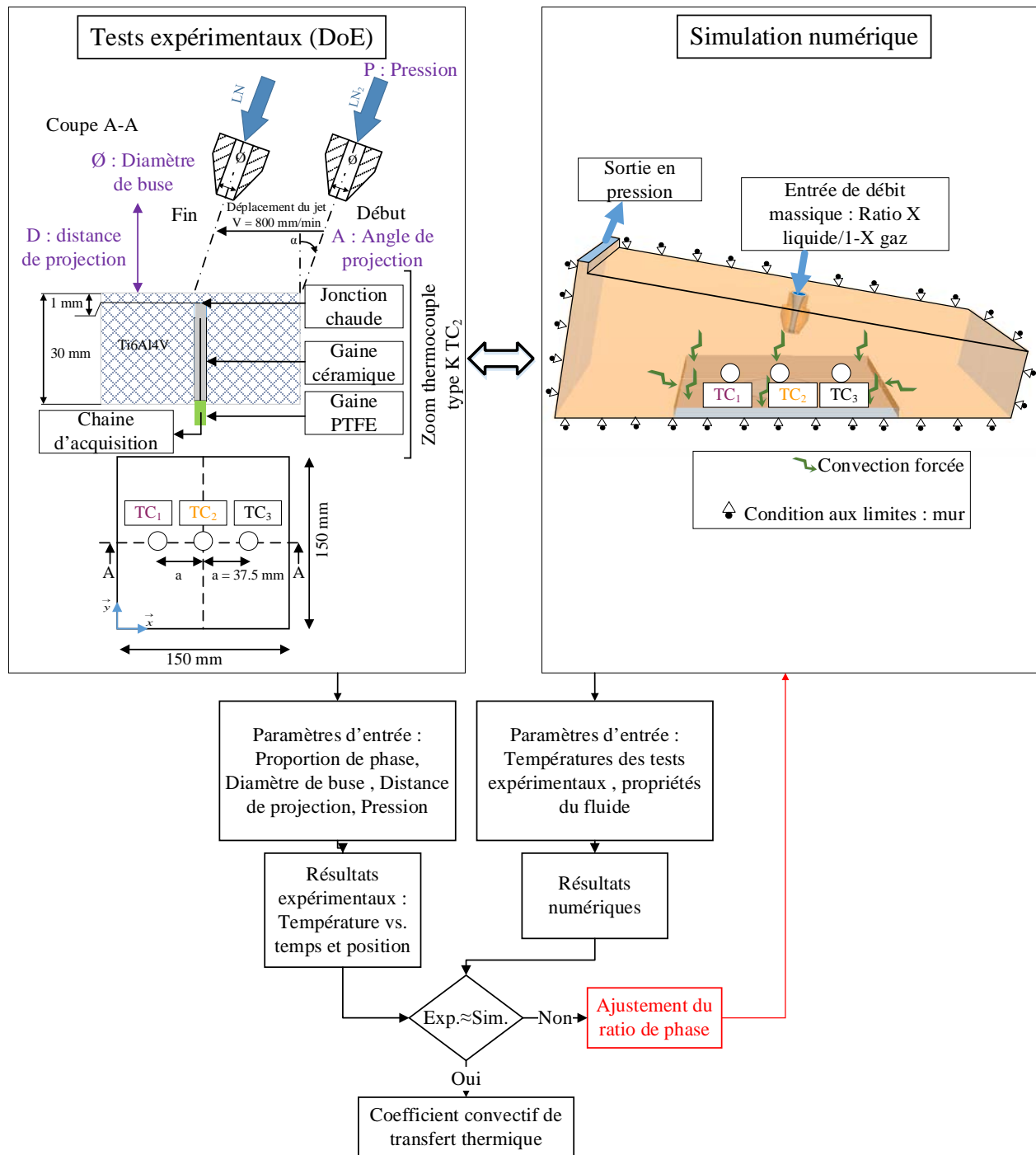


Figure 2.17 : Description de la méthode inverse hybride numérique/expérimentale

2.2.2 Projection d'azote sur une surface plane

Ce paragraphe distingue deux types de matériaux : un alliage de titane Ti6Al4V (représentant le matériau usiné) et un carbure WC (représentant le matériau coupant). Le coefficient

h (W/m².K) est recherché pour chaque matériau. L'objectif est de garder une cohérence constante entre les expérimentations amont thermiques et les applications directes en usinage de matériaux réfractaires. Ces essais sont donc réalisés sur des plaques de dimensions identiques avec des propriétés thermiques similaires à celles utilisées pour les outils coupants des alliages réfractaires.

2.2.2.1 Alliage de titane Ti6Al4V

La [Figure 2.17](#) présente schématiquement le dispositif expérimental. L'objectif est de mesurer une température et une vitesse de refroidissement à une profondeur donnée dans un matériau lorsqu'une buse dimensionnée projette du LN₂. Le jet est appliqué sur une plaque de Ti6Al4V (150 mm x 150 mm x 30 mm) dans laquelle sont noyés trois thermocouples de type K conçus en interne, espacés de 37.5 mm. La jonction chaude de ces thermocouples est placée à 1 mm de la surface de projection. L'hypothèse de jonction des fils de cuivre/constantan touchant l'alliage de titane dans le fond du trou n'introduit pas d'erreurs liées à ce couple de matériaux du thermocouple type K. Les trous à fonds plats, dans lesquels sont noyés les capteurs, ont été percés par électroérosion. Cela permet de maîtriser la distance à laquelle se trouve la jonction chaude par rapport à la surface de la pièce. La méthode de perçage, développée en interne, permet d'atteindre une précision de profondeur de 0.05 mm. Un réservoir de 450 l délivrant du LN₂ de 1.5 bars à 8 bars est utilisé. La [Figure 2.18](#) illustre cette expérimentation.

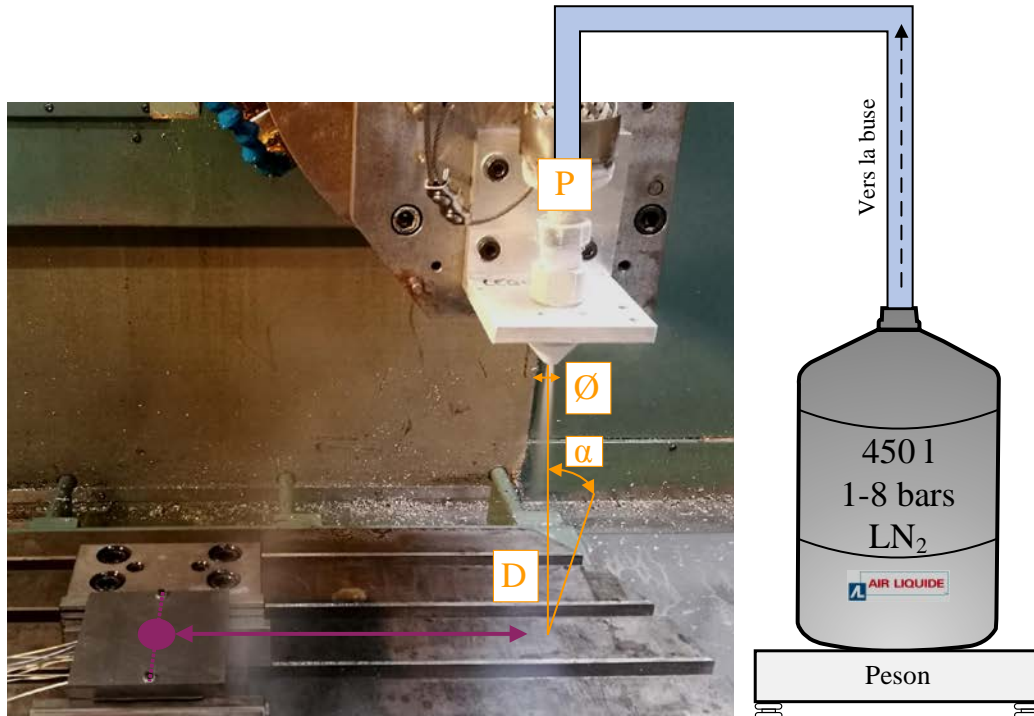


Figure 2.18 : Illustration du montage expérimental de projection de LN₂ sur plaque

Cette étude a été menée sur une fraiseuse 5 axes de type Gambin 120CR avec la buse montée sur la tête de la machine. Un montage dédié a été mis en place pour l'acheminement du LN₂. L'expérimentation est lancée lorsque le régime permanent est atteint. L'inclinaison de la tête et les déplacements ($f_{\text{buse}} = 800 \text{ mm/min}$) sont alors programmés. La buse projetant du LN₂ se déplace au-dessus de la plaque, temporise 5 secondes et revient à un point de dégagement.

Un plan d'expériences a été établi afin de mettre en évidence les paramètres de projection influant la thermique de projection du LN₂ sur la plaque d'alliage de titane. Ces facteurs influent peuvent être : la pression d'acheminement du LN₂, le diamètre de la buse de sortie, la distance de projection et l'angle d'inclinaison. Ces quatre facteurs sont listés et schématisés dans la [Figure 2.17](#) et la [Figure 2.18](#). Afin de réaliser un plan d'expériences complet, chaque facteur possède 2 niveaux (Niveaux -1 et 1) plus un niveau intermédiaire (Niveau 0). Le [Tableau 2.5](#) résume ce plan d'expériences.

Facteurs		Niveau -1	Niveau 0	Niveau 1
1	P : Pression (bar)	2	4	6
2	α : Angle de projection (°)	15	30	45
3	D : Distance de projection (mm)	25	37.5	50
4	\varnothing : Diamètre de buse (mm)	1.5	2	3

[Tableau 2.5](#) : Plan d'expériences

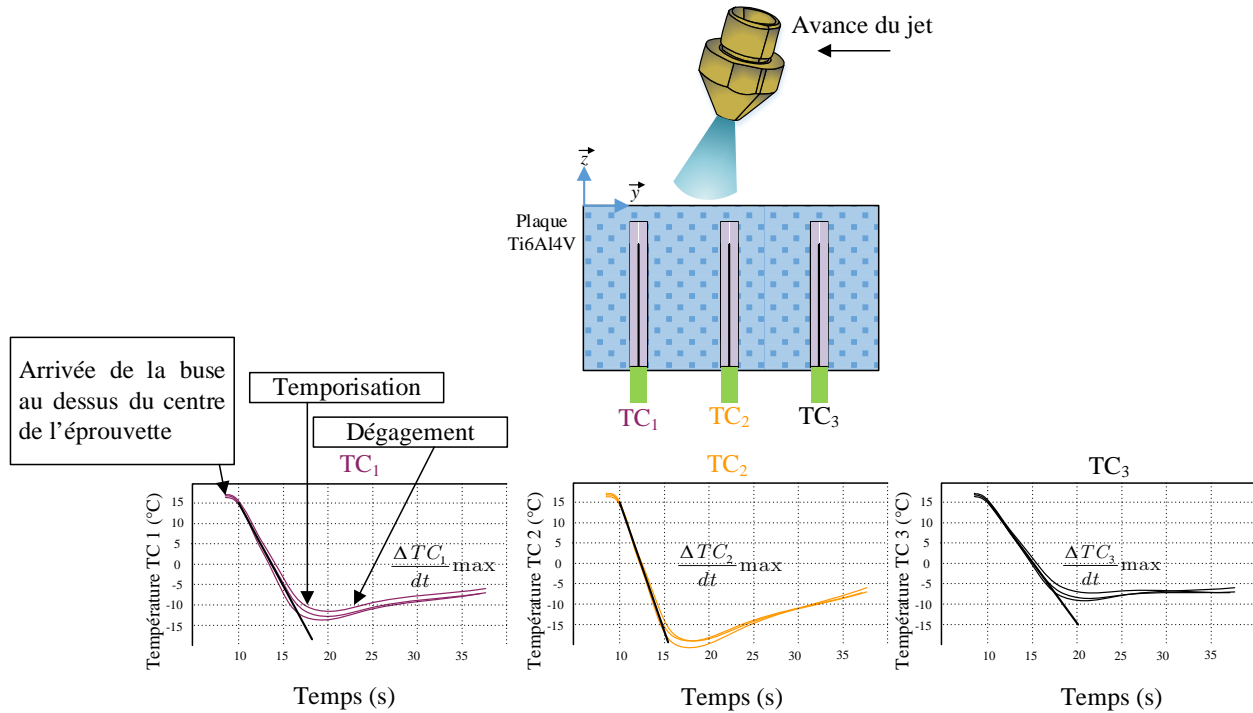
Il s'agit d'un plan d'expériences complet de 4 facteurs à 2 niveaux. Il y a donc $2^4 = 16$ expériences à réaliser et 4 de plus au niveau 0. Soit un total de 20 expériences. Chaque essai est répété 3 fois afin d'estimer les dispersions de mesure et de s'assurer de la répétabilité de chaque ligne du plan d'expériences.

Le facteur de pression est directement contrôlé sur le réservoir de 450 l. Les facteurs d'angle et de distance de projection sont contrôlés par la commande numérique de la machine. Différentes buses ont été fabriquées avec trois diamètres différents (correspondant aux diamètres des canaux de projection de LN₂ sur porte-outil) comme l'illustre la [Figure 2.19](#).



[Figure 2.19](#) : Buses de projection de LN₂ coniques et fabriquées en interne

Pour chaque test expérimental du [Tableau 2.5](#), l'évolution des températures en fonction du temps a été quantifiée sous forme de taux de refroidissement. Pour chaque courbe de température/temps relevée, la pente de refroidissement ($^{\circ}\text{C}/\text{s}$) est une conséquence directe de l'intensité du coefficient de distribution h . Plus il est intense, plus la vitesse de refroidissement est grande. La valeur maximale de la dérivée de la courbe de température (i.e. taux de refroidissement) est alors relevée. Chaque cas étant répété 3 fois, la moyenne de la pente maximale des vitesses de refroidissement a été retenue. L'évolution de la température mesurée par les 3 thermocouples est illustrée par la [Figure 2.20](#).



[Figure 2.20](#) : Evolution de la température mesurée par les 3 thermocouples et quantification des pentes moyenne de refroidissement sur les 3 tests

Le [Tableau 2.6](#) récapitule les valeurs moyennes des pentes de refroidissement maximales.

#	Ø	P	I	D	Taux de refroidissement (°C/s)	Dispersion (°C/s)
1	1,5	2	45	100	- 1.95	0.38
2	1,5	2	45	50	- 2.03	0.13
3	1,5	2	15	100	- 2.16	0.54
4	1,5	2	15	50	- 2.54	0.48
5	1,5	6	45	100	- 2.86	0.47
6	1,5	6	45	50	- 3.02	0.65
7	1,5	6	15	100	- 3.26	0.84
8	1,5	6	15	50	- 3.8	0.76
9	3	2	45	100	- 4.23	1.1
10	3	2	45	50	- 4.58	0.26
11	3	2	15	100	- 4.87	0.45
12	3	2	15	50	- 5.23	0.32
13	3	6	45	100	- 6	1.05
14	3	6	45	50	- 6.4	0.74
15	3	6	15	100	- 7.02	0.68
16	3	6	15	50	- 8.1	1.2

Tableau 2.6 : Mesure des pentes moyennes maximales de refroidissement sur la plaque de Ti6Al4V

Les taux de refroidissement maximaux sont compris entre -1.95 °C/s et -8.1 °C/s. L'évolution des températures est complètement différente en fonction des paramètres de pression, de diamètre de buse, d'inclinaison ou de distance de projection.

2.2.2.2 Carbure de tungstène (WC-Co)

Le but final de ces expérimentations thermiques est de caractériser le coefficient de convection thermique h (W/m².K) sur l'outil. L'expérimentation présentée précédemment a également été réalisée avec une plaque de carbure de tungstène, dans les mêmes conditions. La nuance de carbure utilisée est identique à celle des outils de coupe utilisés dans les Chapitre 3. Il s'agit de la référence de grade IC20 du carburier ISCAR. Les propriétés intrinsèques des matériaux sont plus longuement décrites dans le paragraphe concernant la simulation numérique de ces expériences.

Les résultats des valeurs moyennes maximales de refroidissement sont présentés dans le Tableau 2.7 pour l'alliage de WC-Co.

#	Ø	P	I	D	Taux de refroidissement (°C/s)	Dispersion (°C/s)
1	1,5	2	45	100	- 2,49	0.54
2	1,5	2	45	50	- 2,84	0.47
3	1,5	2	15	100	- 3,08	0.96
4	1,5	2	15	50	- 3,69	1.02
5	1,5	6	45	100	- 4,21	1.23
6	1,5	6	45	50	- 4,54	1.16
7	1,5	6	15	100	- 5,00	0.36
8	1,5	6	15	50	- 5,89	0.85
9	3	2	45	100	- 6,75	1.19
10	3	2	45	50	- 7,41	1.32
11	3	2	15	100	- 7,98	0.98
12	3	2	15	50	- 9,00	1.23
13	3	6	45	100	- 10,56	1.54
14	3	6	45	50	- 11,38	0.84
15	3	6	15	100	- 12,83	0.65
16	3	6	15	50	- 15,20	1.59

Tableau 2.7 : Mesure des pentes moyennes maximales de refroidissement sur plaque de WC-Co

Les valeurs relevées sont totalement différentes de celle vues au [Tableau 2.6](#). Les résultats sont exploités et interprétés dans le sous chapitre des résultats et discussions (cf. § 2.3.4).

2.3 Simulation numérique

2.3.1 Choix du type de modélisation CFD/DNS

La CFD (Computational Fluid Dynamics) est l'ensemble des méthodes numériques permettant d'obtenir une solution approximative d'un problème de dynamique des fluides et/ou de transfert thermique. Les solutions proposées par ce type de simulation ne sont jamais exactes. Elles sont obtenues par résolution des équations de Navier-Stokes en les discrétisant numériquement. Certains termes des équations à résoudre sont remplacés par des modèles empiriques qui sont approximatifs (exemple : simulation des écoulements turbulents). La CFD propose plusieurs intérêts notamment en termes de méthodes de traitement d'un problème de mécanique des fluides. Elle est complémentaire à une approche analytique et/ou expérimentale. Il convient de corréler les résultats des simulations numériques par d'autres méthodes afin de minimiser les erreurs et leurs sources. La CFD expose moins d'hypothèses qu'une approche analytique et permet de traiter des problèmes relativement complexes. Elle est également moins onéreuse qu'une approche expérimentale, en termes de temps mais également de coût. En revanche, elle est limitée par l'ordre des méthodes numériques utilisées, la précision du modèle et les moyens de calcul mis en œuvre.

Si le bilan énergétique n'intervient pas (écoulement incompressible) l'écoulement est régi par l'équation de continuité (bilan de masse) :

$$\frac{\partial p}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i) = 0 \quad (74)$$

Et par l'équation de bilan de la quantité de mouvement :

$$\frac{\partial u_i}{\partial t} + u_j \frac{\partial u_i}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x_i} + \vartheta \frac{\partial^2 u_i}{\partial x_i \partial x_j} \quad (75)$$

Avec :

u_i = vitesse du fluide dans la direction i

p = pression

ϑ = viscosité cinématique du fluide $\vartheta = \mu/\rho$

Une résolution analytique de ces équations différentielles partielles non linéaires, qui dépend de la géométrie et des conditions aux limites, est impossible à moins d'émettre un certain nombre d'hypothèses (ex : écoulement laminaire). Il faut donc mailler les surfaces ou volume à étudier : les équations aux dérivées partielles sont discrétisées et transformées en équations algébriques afin d'être résolues numériquement.

À partir de ces équations de base de la mécanique des fluides, il est alors possible d'employer des méthodes numériques de discrétisation (spatiale et temporelle) :

- la simulation DNS (Direct Numerical Simulation)
- la simulation avec modèle de turbulence

Les équations de la continuité et du bilan de quantité de mouvement forment un système d'équations fermées de quatre équations à quatre inconnues (u_i, u_j, u_k ; trois composantes de vitesse et p la pression)

La DNS n'est possible que pour des systèmes simples : écoulement laminaire, géométrie simple.

Pour un écoulement turbulent, courant en situations industrielles à nombres de Reynolds élevés, des structures turbulentes à toutes les échelles spatiales et temporelles sont obtenues. Il est donc nécessaire d'avoir un maillage fin et performant. Les simulations DNS sont précises mais coûteuses en temps.

C'est sur ce problème qu'interviennent les modèles de turbulence basés sur la moyenne de Reynolds appliquée aux équations de Navier-Stokes (Reynolds Averaged Navier-Stokes ou encore RANS). La [Figure 2.21](#) résume cette hypothèse.

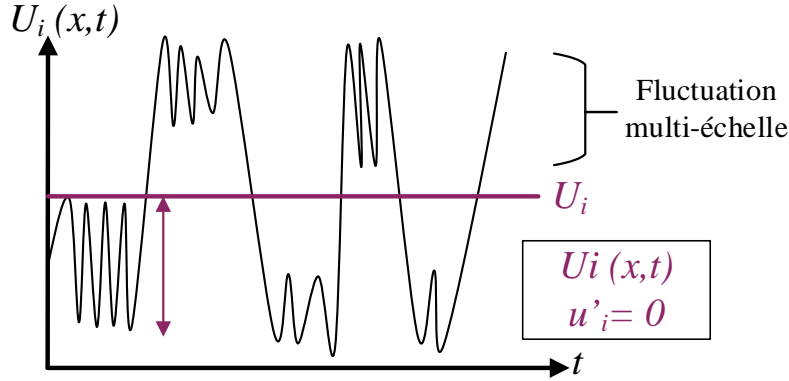


Figure 2.21 : Visualisation de la moyenne de Reynolds

En faisant l'hypothèse d'un écoulement incompressible et en l'absence de forces volumiques (74) et (75) deviennent :

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \quad (76)$$

Et :

$$\frac{\partial U_i}{\partial t} + U_j \frac{\partial U_i}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x_i} + \vartheta \frac{\partial^2 U_i}{\partial x_i \partial x_j} - \frac{\partial \overline{u'_i u'_j}}{\partial x_j} \quad (77)$$

Il est alors possible d'introduire le « tenseur des contraintes de Reynolds » :

$$\tau = \rho \overline{u'_i u'_j} \quad (78)$$

Il s'agit d'un tenseur symétrique possédant 6 composantes indépendantes. Lors du bilan des inconnues de notre système toujours composé de quatre équations, il apparaît que : U_i, U_j, U_k, P ainsi que: $\overline{u'_i u'_i}, \overline{u'_j u'_j}, \overline{u'_k u'_k}, \overline{u'_i u'_j}, \overline{u'_i u'_k}, \overline{u'_j u'_k}$. Soit au total 10 inconnues pour seulement quatre équations. Il est nécessaire d'introduire d'autres équations pour fermer le système.

Afin de fermer les systèmes d'équations, le concept de « viscosité turbulente » avec le modèle $K - \varepsilon$ est utilisé.

Ce modèle repose sur l'hypothèse de Boussinesq qui exprime les contraintes de Reynolds, comme le taux moyen de déformation du champ des vitesses moyennes :

$$\overline{u'_i u'_i} = -\vartheta_t \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_i} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) + \frac{2}{3} k \delta_{ij} \quad (79)$$

Avec ϑ_t la viscosité turbulente, propriété de l'écoulement et non du fluide.

Il vient :

$$\frac{\partial U_i}{\partial t} + U_j \frac{\partial U_i}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \frac{\partial k}{\partial x_i} + (\vartheta - \vartheta_t) \frac{\partial^2 U_i}{\partial x_i \partial x_j} \quad (80)$$

La difficulté est donc d'exprimer la viscosité turbulente. Le modèle $K-\varepsilon$ est un modèle à deux équations de transport. La viscosité turbulente est fonction de K et la dissipation turbulente de ε :

$$\vartheta_t = C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (81)$$

Ce terme de dissipation turbulente correspond à la puissance massique convertie sous forme de chaleur par les plus petits tourbillons (ε est homogène à des $\text{m}^2.\text{s}^{-3}$).

Le système d'équations à résoudre devient alors :

$$\frac{\partial U_i}{\partial x_i} = 0 \quad (82)$$

$$\frac{\partial U_i}{\partial t} + U_j \frac{\partial U_i}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \frac{\partial k}{\partial x_i} + (\vartheta - \vartheta_t) \frac{\partial^2 U_i}{\partial x_i \partial x_j} \quad (83)$$

Soit :

$$\frac{\partial k}{\partial t} + U_j \frac{\partial k}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\vartheta + \frac{\vartheta_t}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + \vartheta_t \left(\left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_i}{\partial x_j} \right) \frac{\partial U_j}{\partial x_j} \right) - \varepsilon \quad (84)$$

Donc :

$$\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + U_j \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\vartheta + \frac{\vartheta_t}{\sigma_\varepsilon} \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + C_{\varepsilon 1} \vartheta_t \frac{\varepsilon}{k} \left(\left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_i}{\partial x_j} \right) \frac{\partial U_j}{\partial x_j} \right) - C_{\varepsilon 2} \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (85)$$

Avec : $C_\mu = 0,09$; $\sigma_k = 1$; $\sigma_\varepsilon = 1,3$; $C_{\varepsilon 1} = 1,44$; $C_{\varepsilon 2} = 1,92$

Ces constantes sont obtenues empiriquement. Sous des hypothèses fortes, et par calage de constantes sur des expériences de référence, le système est fermé.

La [Figure 2.22](#) illustre le choix de simulation pour ce cas de projection de LN_2 sur une plaque. Le compromis entre la réalité industrielle du concept de cette expérimentation, le temps de calcul alloué et la difficulté de mise en place physique du modèle, conduisent vers le choix d'une simulation CFD avec intégration d'un modèle de turbulence.

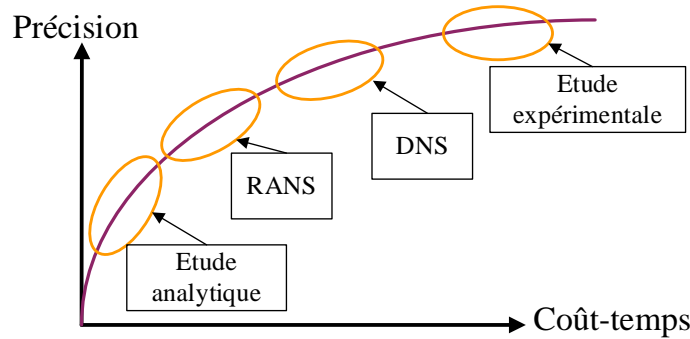


Figure 2.22 : Relation coût/temps des méthodes d'étude de la mécanique des fluides

La [Figure 2.23](#) récapitule le raisonnement du choix de simulation. La résolution des équations de la mécanique des fluides mise en œuvre au cours de ce projet conduit vers le choix d'une modélisation de type RANS (Reynolds Average Navier Stokes) avec un modèle de turbulence de type K- ε . L'implémentation du modèle numérique est décrite dans le sous-chapitre suivant.

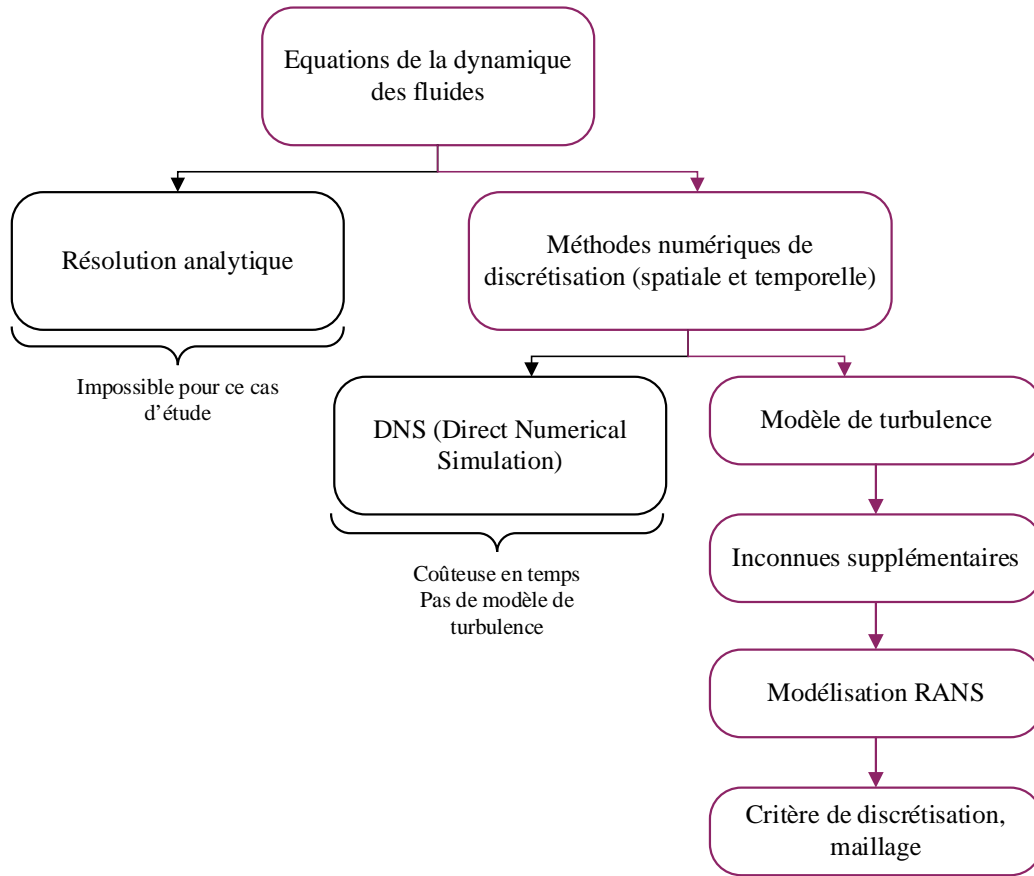


Figure 2.23 : Récapitulatif du raisonnement suivi pour la simulation en dynamique des fluides

2.3.2 Implémentation du modèle CFD

Le logiciel STARCCM+ (Simulation of Turbulent flow in Arbitrary Regions Computational Continuum Mechanics) est un outil commercial de CFD développé par la société CD-Adapco. Il résout les équations de la mécanique des fluides grâce à la méthode des volumes finis. Il est utilisé pour comprendre le comportement du LN_2 lors de sa projection dans un environnement inspiré de celui de l'assistance à l'usinage, pour la détermination de la proportion de phase LN_2/N_2 et la détermination du coefficient convectif de transfert thermique. La principale difficulté est de modéliser correctement le comportement du fluide pour qu'il corresponde à la réponse thermique mesurée par les thermocouples situés à 1 mm sous l'interface fluide/éprouvette de titane. La vitesse de refroidissement est mesurée par les thermocouples durant un test expérimental et appliquée aux mêmes positions dans le modèle numérique. Ce modèle CFD est basé sur un état de l'art et des travaux existants [Pusavec et al. 12, Leidenfrost 56]. Ameel et al. [Ameel 97] ont établi une solution analytique de détermination du coefficient h moyen pour un flux turbulent. Il permet de déterminer les coefficients du modèle de turbulence K- ϵ [Outeiro et al. 15] résumés dans le [Tableau 2.8](#).

Fluide	C_{μ}	$C_{\varepsilon 1}$	$C_{\varepsilon 2}$	σ_k	σ_ε
LN ₂	0.09	1.44	1.9	1	1.2

Tableau 2.8 : Coefficients du modèle turbulent [CD Adapco 14]

La Figure 2.17 illustre le modèle numérique de la projection de LN₂ sur une plaque. Il est composé de trois domaines principaux : l'environnement, la buse et la plaque. Les conditions aux limites sont également présentées. L'entrée de la buse est considérée comme une entrée de débit massique alors que la sortie est une sortie de pression. Toutes les autres limites du modèle sont supposées être des parois. Les hypothèses suivantes ont été faites :

- Les propriétés thermo-dépendantes des matériaux sont homogènes et isotropes.
- Les modes de transfert de chaleur sont principalement la conduction et la convection.
- Le flux de chaleur est supposé Gaussien pour accélérer le calcul. On peut le décrire comme une loi normale réduite : $H(x, y) = N(0, 1)$

Le coefficient h (W/m².K) est défini par l'équation suivante :

$$q = h(T_{plate} - T_{fluid}) = h \cdot \Delta T \quad (86)$$

La résolution du modèle d'équation RANS (Reynolds Average Navier-Stokes) et les équations Eulériennes multiphasiques ont été utilisées pour simuler le flux de LN₂ de la buse vers la pièce [Marcel 11, CD Adapco 14]. Cela permet de représenter le flux turbulent délimité à la paroi. L'utilisation de la décomposition de Reynolds, appliquée aux solutions de l'équation de Navier-Stokes, peut simplifier le problème en éliminant les fluctuations de courtes périodes et amplitudes. Le flux est considéré comme turbulent ($Re > 2500$). La simulation intègre le modèle de turbulence K- ε dans lequel les équations de transport sont résolues pour l'énergie cinétique turbulente K et son taux de dissipation ε selon Rodi [W. Rodi 91]. Ces constantes sont dérivées empiriquement. Dans cette simulation, toutes les constantes du modèle K- ε sont dérivées des expériences Laudner et Sharma [Laudner et al. 74].

Pour se conformer au ratio de phase liquide/gaz, un modèle VOF (Volume of Fluid) est implémenté dans cette simulation. Ces critères seront optimisés pour corrélérer le taux de refroidissement expérimental et numérique. Les propriétés des fluides considérées sont décrites dans le Tableau 2.2 et l'entrée des données du modèle est indiquée dans le Tableau 2.4.

2.3.3 Description du modèle

Deux campagnes de simulation ont été menées sur les matériaux Ti6Al4V et WC-Co. L'objectif est de simuler la projection de LN₂ sur une plaque avec le même plan d'expériences que l'expérimentation du § 2.2.2 en distinguant matériau usinant/usiné. Cette simulation est le maillon de la chaîne de la méthode inverse permettant de calculer le coefficient convectif h (W/m².K) en intégrant les mesures expérimentales des pentes de refroidissement. Le modèle numérique mis en place a été partiellement illustré en Figure 2.17. La Figure 2.24 détaille la vue globale de la modélisation numérique (a) s'inscrivant dans cette démarche de méthode inverse, ainsi qu'une vue en coupe du maillage 3D (b).

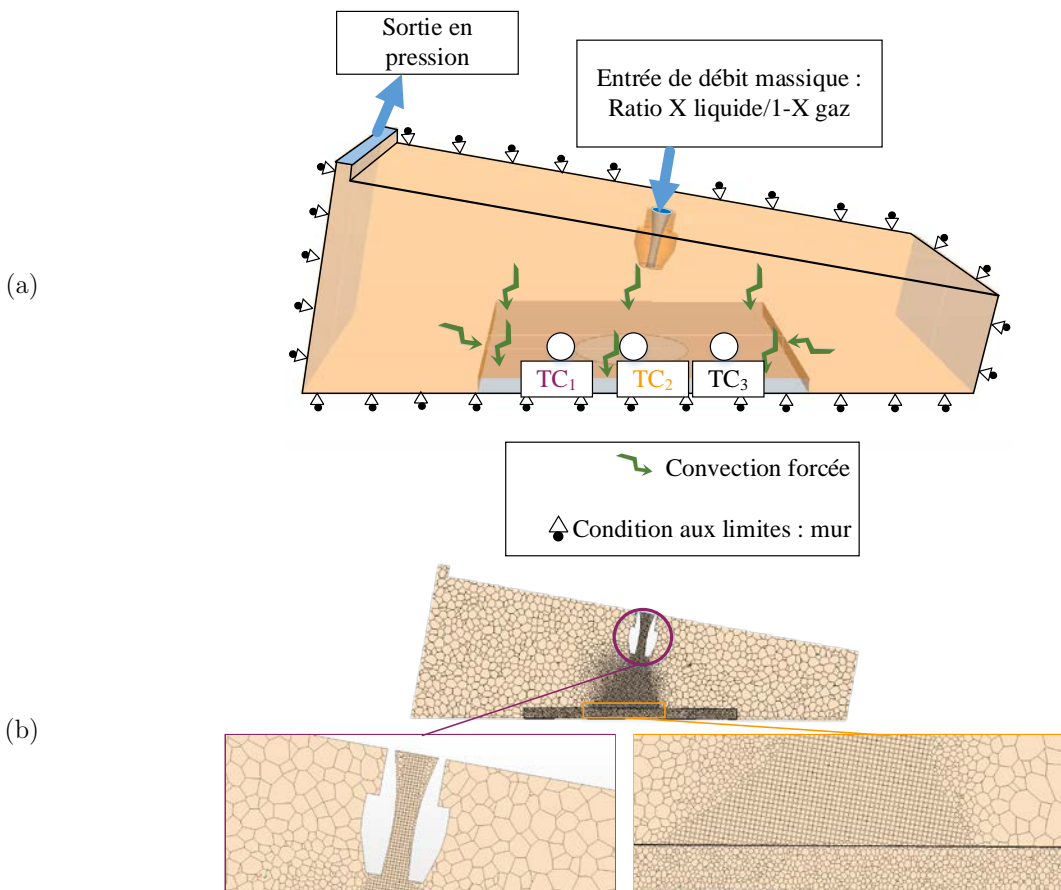


Figure 2.24 : Description du modèle numérique de la projection de LN₂ sur une plaque ; (a) Vue globale, (b) détails sur le maillage

Sur la Figure 2.24 (a) est représentée la position des thermocouples faisant le lien entre expérimental et numérique. Les mesures expérimentales sont intégrées aux positions identiques dans le modèle CFD. La variable d'ajustement de cette simulation est le pourcentage de phase présent dans le fluide projeté (Figure 2.17).

Comme pour l'étude de l'écoulement de LN₂ dans une conduite simple développée dans le § 2.1.2.2, le maillage est polyédrique avec raffinement en zone à fort gradient et une couche limite est établie à l'interface plaque/fluide. Le [Tableau 2.9](#) récapitule les éléments clés de la mise en place du maillage pour cette expérimentation numérique.

Maillage	Surface remesher Polyhedral mesher Prism layer mesher
Taille de base	1 mm
Number of prism layer	15
Prism layer stretching	1.2
Prism layer total thickness	Percentage of base : 15 Absolute size : $1.5 \cdot 10^{-4}$ m

[Tableau 2.9](#) : Caractéristiques du maillage

Ce modèle est maillé avec deux méthodes différentes. Dans un cas, la plaque est maillée avec 470 000 éléments tétraédriques. Dans un deuxième temps, l'environnement est composé de 190 000 éléments polyédriques. Le raffinement du maillage a été effectué à proximité de régions critiques où de forts gradients (pression, température) sont attendus. La méthode du « prism layer mesher » a été utilisée pour augmenter la précision entre les interactions fluide/paroi. Dans ce cas, la couche limite a été affinée pour capturer les phénomènes physiques pouvant apparaître entre le LN₂ et l'éprouvette. Cela concerne principalement l'effet Leidenfrost et les perturbations aléatoires du fluide.

Le modèle physique mis en place est décrit dans le [Tableau 2.10](#).

Modèles engagés	tridimensionnel
Temps	Implicit unsteady
Modèle Eulérien Multiphasique	VOF
Régime	Turbulent
Turbulence moyenne de Reynolds	K- ϵ turbulence
Modèles optionnels	Segregated multiphase Température Gravité

[Tableau 2.10](#) : Description de la physique du modèle CFD

Les sources d’après lesquelles sont basées les propriétés thermiques des métaux mis en œuvre dans cette simulation numérique sont répertoriées dans le [Tableau 2.11](#) :

Matériaux	Propriétés thermiques		
	λ (W/m.K)	C_p (J/Kg.K)	ρ (kg.m ³)
Ti6Al4V	$3.39 < \lambda < 7.70$	$217 < C_p < 539$	4507
	Evolution en fonction de la température ; Sources : [Combres 99][Baudouy et al. 14]		
WC-Co	115	400	14930
	Propriétés thermiques considérées constantes ; Source : Iscar WC-Co Nuance IC20		

[Tableau 2.11](#) : Propriétés thermiques des métaux lors de la projection de LN₂

Dans les perspectives d’un gain de temps et d’optimisation du processus numérique, des routines ont été mises en place et sont décrites par la [Figure 2.25](#).

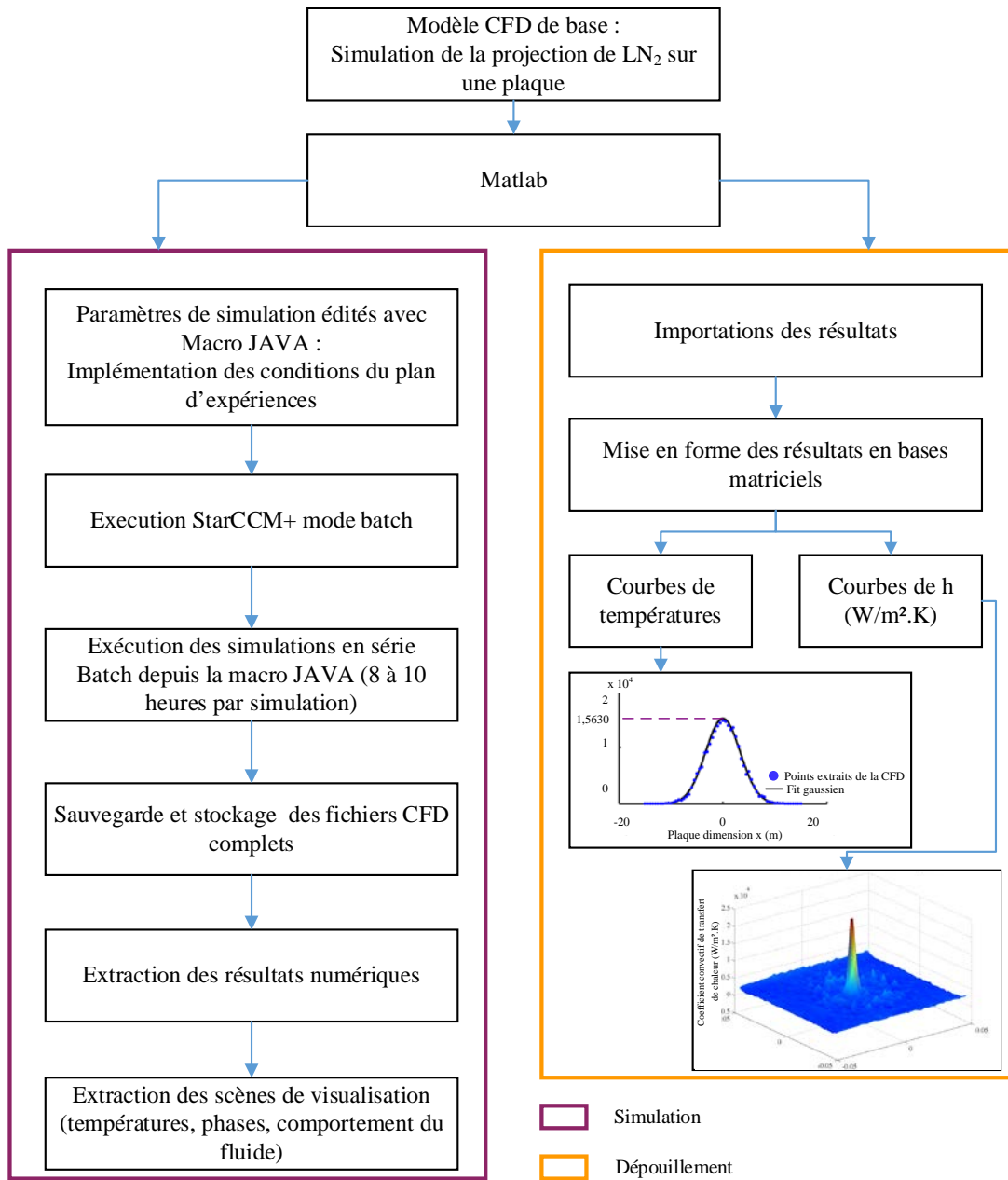


Figure 2.25 : Routine d'automatisation des simulations CFD

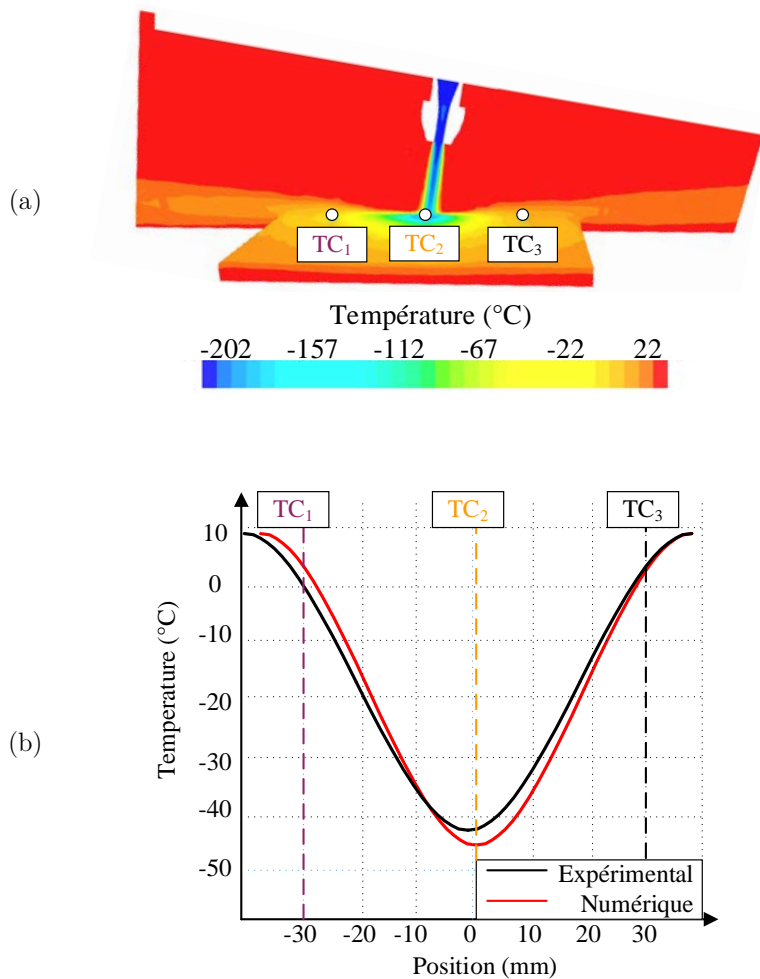
Le plan d'expériences impose un nombre total de 16 simulations numériques. Des paramètres géométriques étant à l'étude (diamètre de buse, angle d'inclinaison, distance de projection), une nouvelle construction du modèle est imposée, conduisant à un remaillage obligatoire. L'objectif est donc d'automatiser la procédure de lancement d'une simulation en fonction des paramètres du plan d'expériences. Le logiciel de CFD peut-être exécuté à partir de macros éditées en langage JAVA. La macro contient toutes les informations nécessaires et indispensables à l'exécution du modèle numérique. L'avantage est principalement l'absence d'interface graphique, menant à un gain de temps et à une automatisation bouclée. Lorsque la macro et le modèle CFD de base sont construits,

Matlab devient l'unique interface utilisateur. La macro JAVA est modifiée par Matlab en fonction de la ligne du plan d'expériences. La simulation est ensuite lancée en tâche de fond (mode batch). L'ensemble des données numériques est alors extrait de la CFD pour être dépouillé et traité. Il devient ensuite possible de comparer et afficher les données intéressantes et nécessaires à l'ensemble des simulations.

2.3.4 Résultats et interprétations

L'ensemble du plan d'expériences a été réalisé expérimentalement et numériquement pour un alliage de Ti6Al4V et WC-Co. Cela correspond aux futurs matériaux usinés et usinant de la suite de ces travaux de thèse.

Le taux de refroidissement mesuré expérimentalement est donc implémenté dans le modèle CFD. La proportion de phase est ajustée itérativement dans le but d'obtenir des températures prédites correspondantes aux mesures. Le critère d'optimisation est basé sur la minimisation des écarts maximaux de températures aux points TC_1 , TC_2 et TC_3 par la méthode des moindres carrés. Pour l'ensemble des tests du plan d'expériences, il s'avère que la proportion de phase varie peu et qu'elle s'établit à 89% liquide et 11% gazeuse. La [Figure 2.26](#) (a) présente une vue en coupe d'une cartographie thermique d'une simulation en régime permanent. Toutes les températures sont extraites de l'axe longitudinal passant par le centre de l'éprouvette. Un exemple de la distribution de température mesurée et prédite par le modèle numérique est proposé ([Figure 2.26](#) (b)).



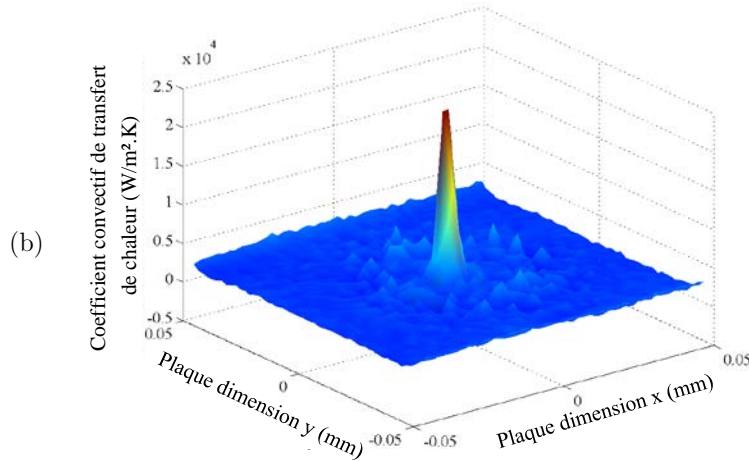
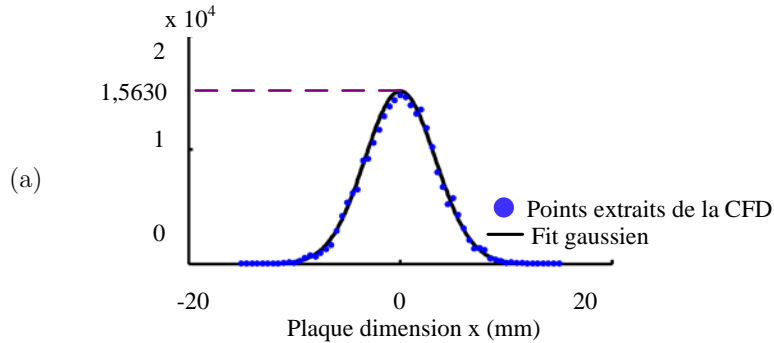
Conditions expérimentales et numériques :

Diamètre de buse : 3 mm
 Pression : 6 bars
 Distance de projection : 100 mm
 Angle de projection : 15°

Figure 2.26 : Comparaison entre distribution de température mesurée et prédite dans une éprouvette de Ti6Al4V ; (a) vue en coupe ; (b) courbes de distribution de températures dans la plaque de Ti6Al4V

Lorsque l'optimisation numérique est complète pour chaque cas, une différence relative entre la courbe des températures mesurées et numériques persiste (Figure 2.26 (b)). Ceci est dû aux suppositions admises et hypothèses faites lors des protocoles de mesures expérimentales et l'établissement du modèle CFD. Les thermocouples ayant été fabriqués par deux conducteurs en contact avec le fond plat du trou, pour avoir une mesure de température la plus juste possible en termes de précision géométrique (Figure 2.17), il a été admis que le contact électrique générant le point de mesure à la soudure chaude n'introduit pas un matériau supplémentaire. D'un point de vue numérique, la modélisation parfaite n'existe pas. Il faut choisir un compromis entre temps de calcul et précision souhaitée des résultats. Le maillage est un des facteurs les plus influents sur ce ratio. Dans le cas présent, une simulation dure environ 10 heures.

L'étape suivante est l'extraction du coefficient convectif de transfert de chaleur imposé par le jet de LN₂ sur la plaque. h (W/m².K) est numériquement déduit en fonction des résultats présentés précédemment. La [Figure 2.27](#) présente ce paramètre en 2D (a) et 3D (b) en fonction de la position sur l'éprouvette de 150 mm x 150 mm pour des paramètres de projection identiques à la [Figure 2.26](#).



Conditions expérimentales et numériques :

Diamètre de buse : 3 mm
 Pression : 6 bars
 Distance de projection : 100 mm
 Angle de projection : 15°

[Figure 2.27](#) : Coefficient convectif de transfert de chaleur en 2D (a) et 3D (b)

Sur les bordures de l'éprouvette, le coefficient convectif de transfert de chaleur est compris entre 0 W/m².K et 200 W/m².K. Ceci est dû aux effets combinés des conditions aux limites imposées (convection naturelle) et de la projection d'azote liquide. Cet effet est négligeable comparé au pic observé au centre de la plaque. La valeur maximale atteinte dans ce cas précis est de $15\,630 \pm 348$ W/m².K. Cette valeur dépend de la différence thermique entre le fluide et l'alliage de Ti6Al4V (Equation 86). Chaque simulation numérique a été réalisée avec le plan d'expériences initialement établi ([Tableau 2.5](#)) et correspond à une valeur de h (W/m².K).

L'ensemble des résultats est présenté dans le [Tableau 2.12](#). Cette méthode inverse a été réalisée pour un alliage de Ti6Al4V et pour un WC-Co. Il présente les valeurs finales des pics maximaux de h (W/m².K) atteints.

	Buse	Pression	Inclinaison	Distance	$h_{Ti6Al4V}$	h_{WC-Co}
Tests	\varnothing (mm)	Bar	(°)	mm	(W/m ² .K)	(W/m ² .K)
1	1.5	2	45	100	8825	11287
2	1.5	2	45	50	8615	12034
3	1.5	2	15	100	8824	12590
4	1.5	2	15	50	9018	13092
5	1.5	6	45	100	9210	13549
6	1.5	6	45	50	9430	14172
7	1.5	6	15	100	9635	14779
8	1.5	6	15	50	9840	15241
9	3	2	45	100	10016	15983
10	3	2	45	50	10407	16845
11	3	2	15	100	10848	17770
12	3	2	15	50	11411	19641
13	3	6	45	100	12126	21351
14	3	6	45	50	12908	22960
15	3	6	15	100	13940	25475
16	3	6	15	50	15630	29340

Tableau 2.12 : Coefficient convectif maximal lors de la projection de LN₂ sur plaque de Ti6Al4V et WC-Co

Les paramètres de projection de LN₂ les moins propices à un coefficient convectif de transfert de chaleur sont les suivants : angle de projection élevé, distance de projection élevée, faible pression et faible diamètre de buse. h (W/m².K) est plus important avec les paramètres suivants : angle de projection faible, distance de projection faible, forte pression et grand diamètre de buse. Cela correspond respectivement aux tests 1 et 16 du Tableau 2.12. Cette évolution de h en fonction du test est similaire quel que soit le matériau sur lequel le fluide est projeté. L'interprétation physique de cette observation peut être faite par la transformation de phase. En effet, lors du test 1, la phase liquide se transforme en gaz avant d'être en interaction directe avec le matériau. Lors du test 16, le débit de LN₂ est plus important. Même si le changement d'état de l'azote a lieu, il se fait après le contact avec la plaque de projection. L'échange thermique entre le fluide et le matériau métallique est donc facilité.

h_{WC-Co} (W/m².K) est supérieur à $h_{Ti6Al4V}$ quel que soit la ligne du Tableau 2.12. Ceci est directement lié aux propriétés thermiques du carbure de tungstène. L'alliage de titane étant réfractaire (cf. Tableau 2.11), la réponse en coefficient convectif de transfert de chaleur est bien plus faible qu'un alliage de carbure. Quelle que soit l'utilisation du LN₂ comme assistance à l'usinage sur des matériaux réfractaires, l'efficacité reste limitée en comparant les vitesses de refroidissement expérimentalement observées (de l'ordre de la dizaine de °C par seconde) avec l'élévation de température générée par la coupe (de l'ordre de plusieurs milliers de °C par seconde).

Afin de comparer les résultats entre eux et mettre en évidence les facteurs du plan d'expériences les plus influençant sur la réponse h (W/m².K), une méthode d'analyse statistique et une régression multilinéaire sont employées.

Dans un premier temps, il est possible d'établir un modèle mathématique reliant la réponse h aux facteurs \emptyset , P , I et D du [Tableau 2.12](#) présentant le plan d'expériences complet. Il s'agit d'un modèle polynomial.

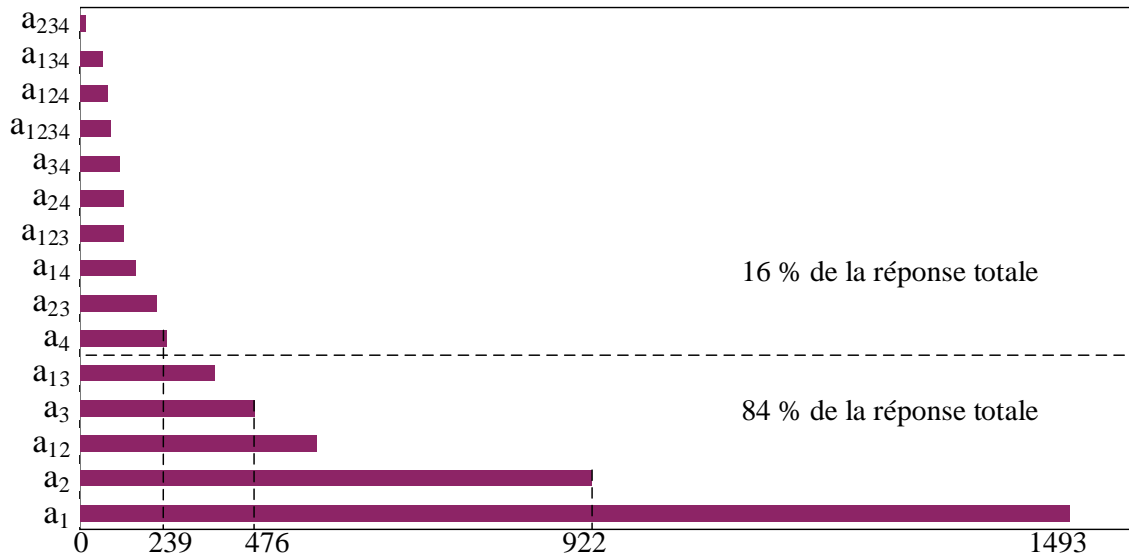
$$h_i = a_0 + a_1x_1 + a_2x_2 + a_3x_3 + a_4x_4 + a_{12}x_1x_2 + a_{13}x_1x_3 + a_{14}x_1x_4 + a_{23}x_2x_3 + a_{24}x_2x_4 + a_{34}x_3x_4 + a_{123}x_1x_2x_3 + a_{124}x_1x_2x_4 + a_{134}x_1x_3x_4 + a_{234}x_2x_3x_4 + a_{1234}x_1x_2x_3x_4 + \varepsilon_i \quad (87)$$

Avec :

- $x_1 = \emptyset$
- $x_2 = P$
- $x_3 = I$
- $x_4 = D$
- $a_0 =$ moyenne des réponses
- $a_1, a_2, a_3, a_4 =$ coefficients du polynôme
- $x_i \cdot x_j =$ interactions
- $\varepsilon_i =$ ensemble des résidus

Par cette mise en équation, il est possible de quantifier les effets de chaque facteur par les coefficients polynômiaux correspondants ainsi que leurs interactions.

Le diagramme de Pareto présenté en [Figure 2.28](#) montre l'importance de chaque facteur du plan d'expériences sur la réponse h (W/m².K) pour la projection de LN₂ sur la plaque de Ti6Al4V.



Coefficient	a ₁	a ₂	a ₁₂	a ₃	a ₁₃	a ₄	a ₂₃	a ₁₄	a ₁₂₃	a ₂₄	a ₃₄	a ₁₂₃₄	a ₁₂₄	a ₁₃₄	a ₂₃₄
Valeur	1493	922	568	476	320	239	195	188	141	122	91	72	67	43	19

Figure 2.28 : Diagramme de Pareto des coefficients en valeur absolue du modèle polynomial pour le Ti6Al4V

Le coefficient dominant est a_1 , suivi d' a_2 , a_3 , a_{12} et a_4 . L'ordre décroissant d'influence sur h (W/m².K) est : diamètre de buse, pression, distance de projection, interaction entre diamètre de buse et pression et enfin l'inclinaison. Cette première analyse révèle que le paramètre dominant sur les phénomènes thermiques est le débit de LN₂. En effet, la corrélation entre diamètre de buse et pression est forte. En détaillant et quantifiant cette interprétation graphique, le diamètre de buse est un facteur 1.5 fois plus influent que la pression qui elle-même est 2 fois plus importante que la distance de projection. L'angle d'inclinaison est un facteur deux fois moins influent sur h que la distance de projection. Une autre information importante est la non-négligence des interactions. La combinaison entre divers facteurs apporte une influence de l'ordre de 16% sur le coefficient convectif. Chaque facteur est donc relativement dépendant des autres, toutes proportions gardées. Par exemple, l'interaction entre le diamètre de buse et la pression (a_{12}) est bien plus importante que la corrélation diamètre de buse, distance et angle de projection (a_{134}).

Des résultats tout à fait similaires ont été observés pour la projection de LN₂ sur une plaque de WC-Co. Ils sont répertoriés dans le [Tableau 2.13](#).

Coefficient	a_1	a_2	a_{12}	a_3	a_4	a_{13}	a_{123}	a_{14}	a_{23}	a_{134}	a_{124}	a_{34}	a_{24}	a_{134}	a_{1234}
Valeur	3913	2351	1234	658	651	373	367	367	366	229	181	178	161	83	72

[Tableau 2.13](#) : Coefficients en valeur absolue du modèle polynomial pour le WC-Co

Dans un second temps, si l'on écrit cette régression multilinéaire sous forme matricielle, on obtient :

$$\begin{pmatrix} h_1 \\ \vdots \\ h_n \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 & \dots & x_{1,p} \\ \vdots & \dots & \vdots \\ 1 & \dots & x_{n,p} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} a_0 \\ \vdots \\ a_p \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \varepsilon_1 \\ \vdots \\ \varepsilon_n \end{pmatrix} \quad (88)$$

$$h = Xa + \varepsilon$$

Soit

- Avec :
- h de dimension $(n,1)$
 - X de dimension $(n,p+1)$
 - A de dimension $(p+1,n)$
 - ε de dimension $(n,1)$

La [Figure 2.29](#) présente un diagramme de quantification des coefficients du modèle polynomial. Il est possible d'identifier rapidement les facteurs les plus influents et/ou peu significants. Un terme influent est à une grande distance de $y = 0$ et une barre d'incertitude ne s'étendant pas au-delà de $y = 0$. Un terme peu significatif est proche de $y = 0$, avec une incertitude coupant l'axe des abscisses.

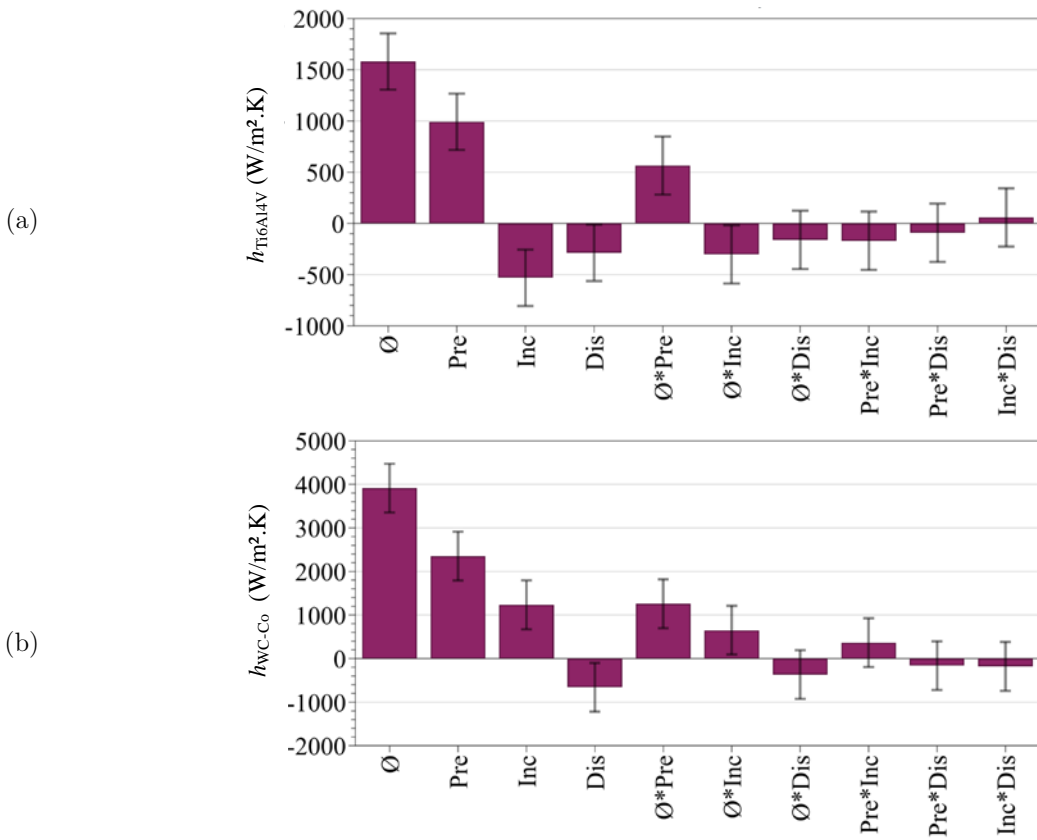


Figure 2.29 : Coefficient du modèle polynômial ; (a) Ti6Al4V (b) WC-co

Il est alors possible de tracer la Figure 2.30 représentant les valeurs observées vs. prévues par le modèle de régression multilinéaire codé sous forme matricielle. Cela permet de comprendre et d'estimer la fiabilité du modèle et de quantifier les résidus.

Cette représentation graphique s'interprète selon la fonction linéaire de type $y = x$. Plus les points tracés sont proches de cette droite, plus le modèle de prédiction statistique est bon.

Chaque essai du plan d'expériences est représenté par des points correspondant à la valeur maximale de h .

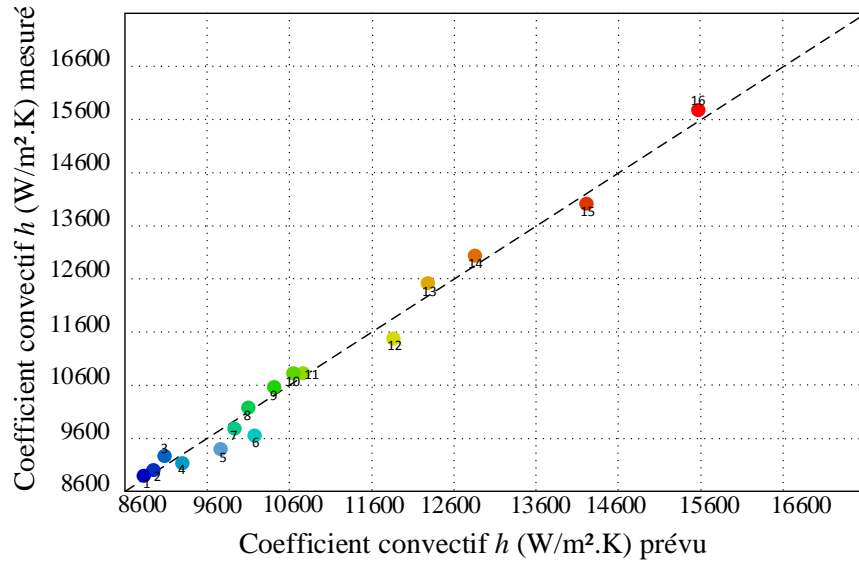
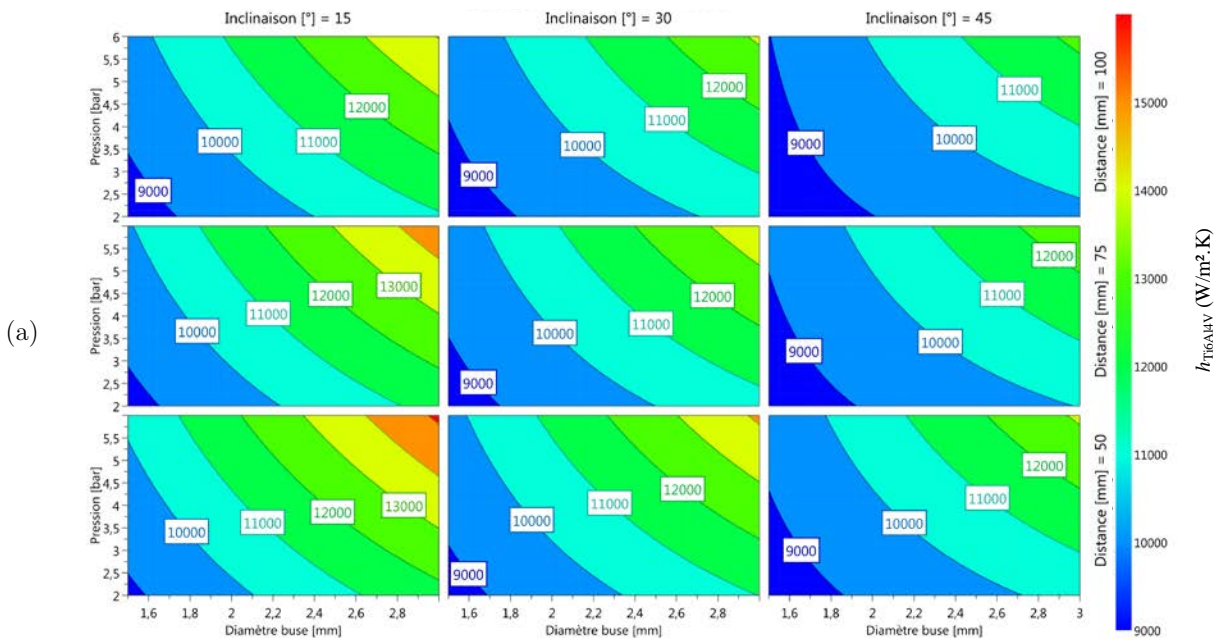


Figure 2.30 : $h_{Ti6Al4V}$ mesuré vs. prévu

Cette méthode est adéquate à la problématique. Le coefficient convectif de transfert thermique h ($W/m^2.K$) maximal est correctement prédit.

Il est possible de tracer des contours graphiques en 4 dimensions pour ce plan d'expériences complet de 4 facteurs à 2 niveaux par la méthode de régression multilinéaire. La Figure 2.31 propose une comparaison complète de tous les facteurs lors de la projection sur plaque de Ti6Al4V et WC-Co.



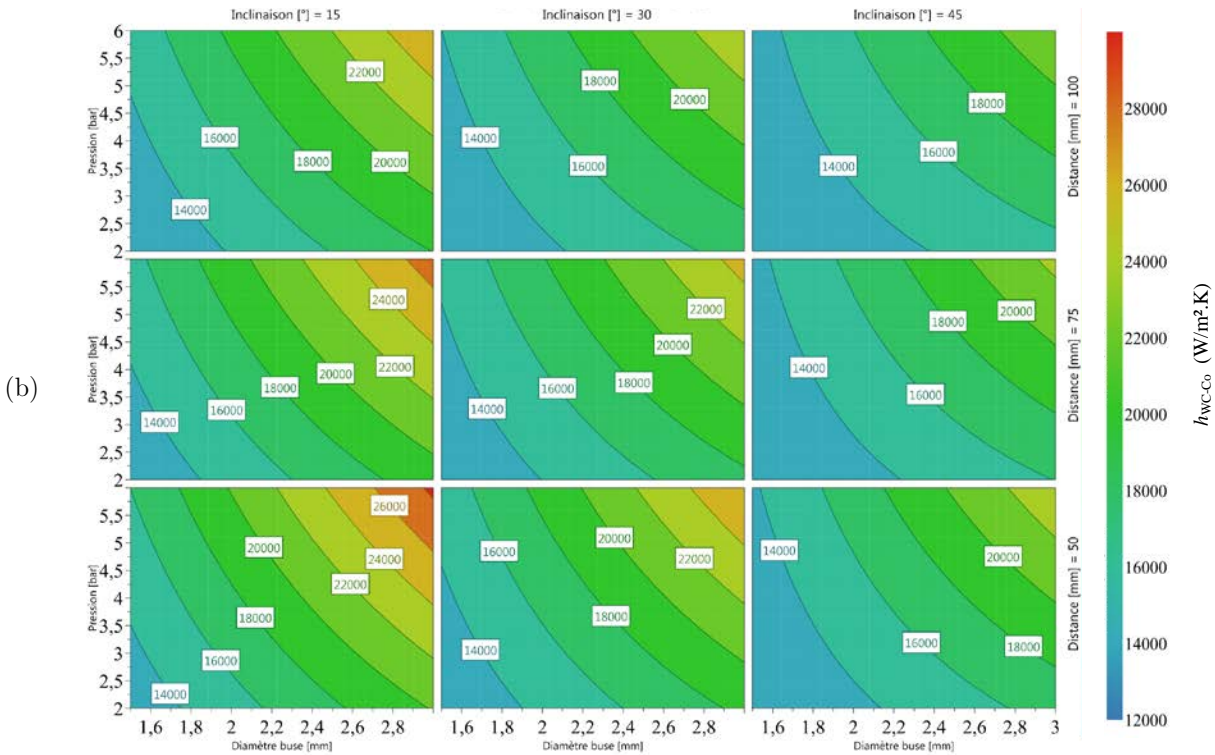


Figure 2.31 : Contour 4D ; (a) $h_{Ti6Al4V}$ (W/m².K) ; (b) h_{WC-Co}

h (W/m².K) est observable sur la Figure 2.31 en fonction de chacun des facteurs du plan d'expériences. h est maximal pour de fortes valeurs de pression et de diamètre de buse, ainsi que pour de faibles valeurs d'inclinaison et distance de projection. h minimal est observé dans les cas contraires. Le diamètre de la buse est le paramètre dominant en réponse, qui est directement corrélé à la quantité de LN₂ atteignant la surface de la plaque. Ces trois paramètres sont liés à la capacité du fluide à rester dans un état liquide, ce qui induit un coefficient h plus élevé.

Ce modèle propose une solution à plusieurs niveaux grâce à la méthode MLR (régression multilinéaire) et non plus uniquement deux niveaux pour chaque facteur du plan complet. L'estimation du pic maximal de h est également possible en lecture de ce contour graphique dans les bornes limites définies par le Tableau 2.5.

En résumé, l'ensemble des résultats présentés ci-dessus a permis de mettre en évidence l'influence des différents paramètres relatifs à l'utilisation de LN₂ pour assistance à l'usinage. La maîtrise du procédé passe par une compréhension en amont des phénomènes engendrés par l'utilisation d'un fluide cryogénique. Ce chapitre est nécessaire à une démarche globale d'optimisation de cette technologie. L'étude analytique a permis de mettre en évidence qu'il est nécessaire de considérer la physique thermodynamique associée à la projection de LN₂ avant de mettre en œuvre toute procédure opérationnelle. Des abaques ont pu être construits (Figure 2.6) pour permettre de

déterminer h sous de fortes hypothèses. Cette étude a induit la nécessité d'un raisonnement inverse afin de caractériser les phénomènes de transferts de chaleur convectifs dans un cas précis, similaire à ce qui peut se trouver en usinage avec assistance cryogénique. Une modélisation CFD, alimentée par des mesures expérimentales de vitesses de refroidissement, a été mise en place. Les hypothèses émises par ce raisonnement peuvent être soumises à discussion mais permettent de resserrer le domaine thermodynamique dans lequel est placée la détermination du coefficient de transfert de chaleur convectif h . La disparité des résultats observés durant l'état de l'art de ces travaux de thèse montre la difficulté d'établissement d'un domaine d'étude viable pour cette technologie. Cette compréhension phénoménologique développée dans ce second chapitre permet d'établir une méthode de détermination d'une valeur de h ($\text{W}/\text{m}^2\cdot\text{K}$), dans des limites prédéfinies, mal identifiée dans la littérature. Ce raisonnement a été conduit sur deux matériaux distincts : les alliages de Ti6Al4V et WC-Co. Cela permet de faire la transition entre outils de coupe et matière usinée. D'après les publications actuelles, l'assistance cryogénique en usinage se destine plutôt aux matériaux réfractaires. Le Ti6Al4V a donc été ciblé par l'étude. Il est maintenant possible d'optimiser ce procédé d'assistance pour augmenter l'efficacité de l'acheminement du LN_2 (conserver une phase liquide aussi longtemps que possible), mais également pour concevoir de nouveaux outils dédiés à l'usinage sous assistance cryogénique.

Dans une volonté de rendre les résultats de l'expérimentation accessibles au plus grand nombre, le paragraphe suivant s'attache à définir une équation simple permettant de déterminer h ($\text{W}\cdot\text{m}^2\cdot\text{K}$) en vue d'une utilisation numérique et/ou dans une activité de transfert industriel.

2.4 Modèle mathématique

2.4.1 Définition du modèle mathématique

2.4.1.1 Objectifs de la construction d'un modèle mathématique

Cette section est consacrée à l'élaboration d'un modèle mathématique permettant de lier directement les paramètres de projection de l'azote liquide au coefficient de transfert de chaleur convectif h ($\text{W}/\text{m}^2\cdot\text{K}$). Le but de cette recherche est la simplification d'utilisation de la méthode inverse préalablement développée vers une unique équation. Cela se traduit par un lien direct entre les paramètres du plan d'expériences et le résultat numérique. Les données d'entrée du modèle mathématique doivent correspondre aux facteurs du plan d'expériences. La sortie de ce modèle est la valeur de h maximale et sa répartition. Ainsi, les simulations numériques de la coupe nécessitant ce coefficient thermique pourront bénéficier d'un ordre de grandeur fiable dans un intervalle borné. L'utilisation d'un modèle mathématique de ce genre peut également renseigner directement sur le développement d'outils dédiés à l'assistance cryogénique en usinage. Les canaux d'acheminement peuvent être optimisés et dimensionnés en diamètre et en angle de passage dans la perspective de maximiser l'efficacité du LN_2 et cibler les zones d'impact du jet (pré-refroidissement de la pièce, post-refroidissement, zone de coupe, zone de dépouille). La [Figure 2.32](#) résume ces objectifs.

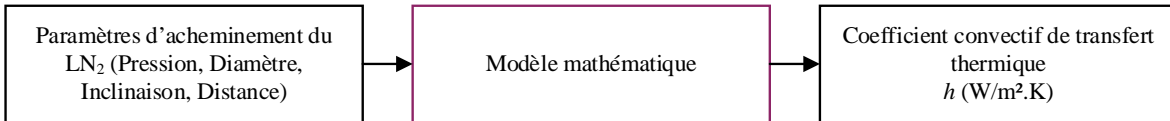


Figure 2.32 : Objectif du modèle mathématique

2.4.1.2 Méthode et démarche du modèle mathématique

La démarche de mise en place du modèle mathématique peut être illustrée par la Figure 2.33.

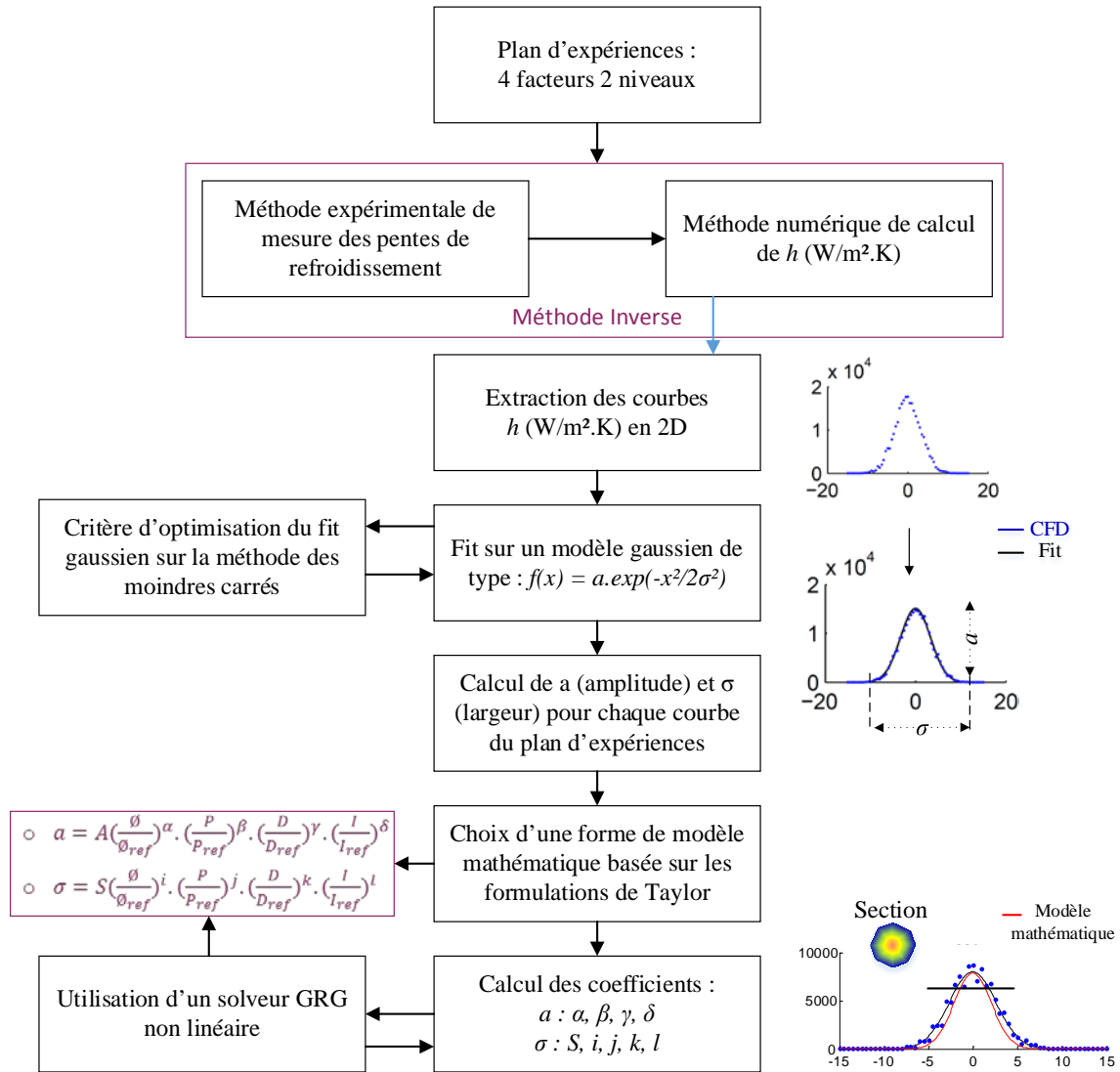


Figure 2.33 : Méthode d'élaboration d'un modèle mathématique prédictif de calcul de h (W/m².K)

Des courbes 2D de h (W/m².K) sont extraites de la méthode inverse (Figure 2.27). La section est réalisée en lieu et place du point h le plus élevé de la cartographie 3D. Un fit gaussien des points numériques, optimisé par la minimisation des moindres carrés, est réalisé. Il est alors possible d'établir l'équation de la courbe qui est du type :

$$f_i(x) = a_{i \text{ fit}} \cdot \exp\left(\frac{-x^2}{2\sigma_{i \text{ fit}}^2}\right) \quad (89)$$

Avec : f_i = fonction gaussienne associée à l'essai i du plan d'expériences
 $a_{i \text{ fit}}$ = « amplitude » de la gaussienne à l'essai i
 $\sigma_{i \text{ fit}}$ = « largeur » de la gaussienne à l'essai i

L'objectif devient alors de proposer un modèle mathématique permettant de calculer $a_{i \text{ math}}$ et $\sigma_{i \text{ math}}$ en fonction des paramètres du plan d'essais. Deux équations indépendantes sont alors proposées pour ce modèle mathématique permettant l'identification des paramètres gaussiens.

$$\begin{aligned} a_{i \text{ math}} &= A \left(\frac{\emptyset_i}{\emptyset_{\text{ref}}}\right)^\alpha \cdot \left(\frac{P_i}{P_{\text{ref}}}\right)^\beta \cdot \left(\frac{D_i}{D_{\text{ref}}}\right)^\gamma \cdot \left(\frac{I_i}{I_{\text{ref}}}\right)^\delta \\ \sigma_{i \text{ math}} &= S \left(\frac{\emptyset_i}{\emptyset_{\text{ref}}}\right)^i \cdot \left(\frac{P_i}{P_{\text{ref}}}\right)^j \cdot \left(\frac{D_i}{D_{\text{ref}}}\right)^k \cdot \left(\frac{I_i}{I_{\text{ref}}}\right)^l \end{aligned} \quad (90)$$

Avec : \emptyset, P, D, I = Diamètre, Pression, Distance et Inclinaison valeurs issues du plan d'expériences
 $\emptyset_{\text{ref}}, P_{\text{ref}}, D_{\text{ref}}, I_{\text{ref}}$ = Valeurs de référence arbitraires fixées dans les bornes du domaine du plan d'expériences. (Valeurs maximales dans ce cas : $\emptyset_{\text{ref}} = 3, P_{\text{ref}} = 6, D_{\text{ref}} = 100, I_{\text{ref}} = 45$)

$A, \alpha, \beta, \gamma, \delta$ = coefficients associés à l'équation déterminant l'amplitude a
 S, i, j, k, l = coefficients associés à l'équation déterminant la largeur σ

Les exposants $\alpha, \beta, \gamma, \delta, i, j, k, l$ et les coefficients A, S sont déterminés à partir d'un solveur par méthode GGR (Gradient Généralisé Réduit). La Figure 2.34 détaille les étapes des calculs avant optimisation des coefficients et des exposants.

Il existe initialement les valeurs a_{fit} et σ_{fit} issues du fit gaussien des points numériques extraits des résultats de la CFD. $a_{i \text{ math}}$ et $\sigma_{i \text{ math}}$ sont calculés avec des valeurs aléatoires des coefficients et des exposants du modèle mathématique, pour chaque ligne du plan d'expériences. Une différence entre les valeurs de a_{fit} et $a_{i \text{ math}}$ est effectuée puis entre σ_{fit} et $\sigma_{i \text{ math}}$. Deux valeurs finales R_{a_i} et R_{σ_i} sont établis et seront les critères d'optimisation du solveur GGR. Finalement, ce sont les valeurs minimales des moindres carrés qui sont recherchées :

$$\begin{aligned} R_{a_i} &= \Sigma (a_{i \text{ fit}} - a_{i \text{ math}})^2 \\ R_{\sigma_i} &= \Sigma (\sigma_{i \text{ fit}} - \sigma_{i \text{ math}})^2 \end{aligned} \quad (91)$$

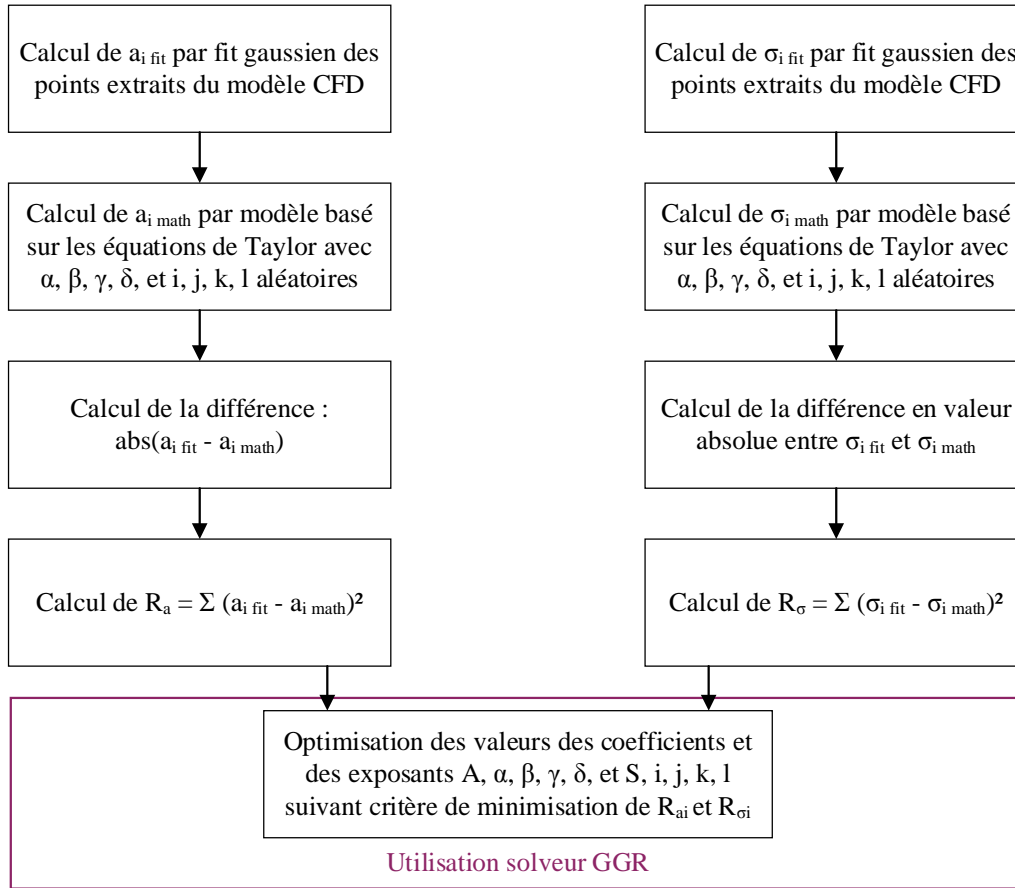


Figure 2.34 : Calcul des critères d'optimisation pour solveur GGR

Il faut donc minimiser l'écart maximal des moindres carrés entre le modèle CFD et le modèle mathématique lors du calcul des coefficients de ce dernier. La méthode du Gradient Généralisé Réduit est employée [Gabriele et al. 77] pour résoudre ce système d'équations non linéaire.

Les valeurs de ces coefficients sont présentées dans le [Tableau 2.14](#) et illustrées dans les équations ci-après.

A	α	β	γ	δ	S	i	j	k	l
23086	0.521	0.212	0	0	3.069	0.518	0.216	0	0

Tableau 2.14 : Valeurs des coefficients du modèle mathématique

$$\begin{aligned}
 a_{i\text{ math}} &= 23086 \left(\frac{\emptyset_i}{3}\right)^{0.521} \cdot \left(\frac{P_i}{6}\right)^{0.212} \cdot \left(\frac{D_i}{100}\right)^0 \cdot \left(\frac{I_i}{45}\right)^0 \\
 \sigma_{i\text{ math}} &= 3.069 \left(\frac{\emptyset_i}{3}\right)^{0.518} \cdot \left(\frac{P_i}{6}\right)^{0.216} \cdot \left(\frac{D_i}{100}\right)^0 \cdot \left(\frac{I_i}{45}\right)^0
 \end{aligned}
 \tag{92}$$

Il est alors possible de tracer cette fonction avec les paramètres du plan d'expériences en entrée.

2.4.2 Résultats et discussions

2.4.2.1 Détermination du coefficient de transfert thermique convectif

La Figure 2.35 présente l'ensemble des résultats du modèle mathématique pour les matériaux Ti6Al4V et WC-Co. Chaque test du Tableau 2.5 est illustré par les points numériques issus de la CFD, un fit de ces extractions et enfin par une courbe prédictive issue du modèle développé au paragraphe précédent.

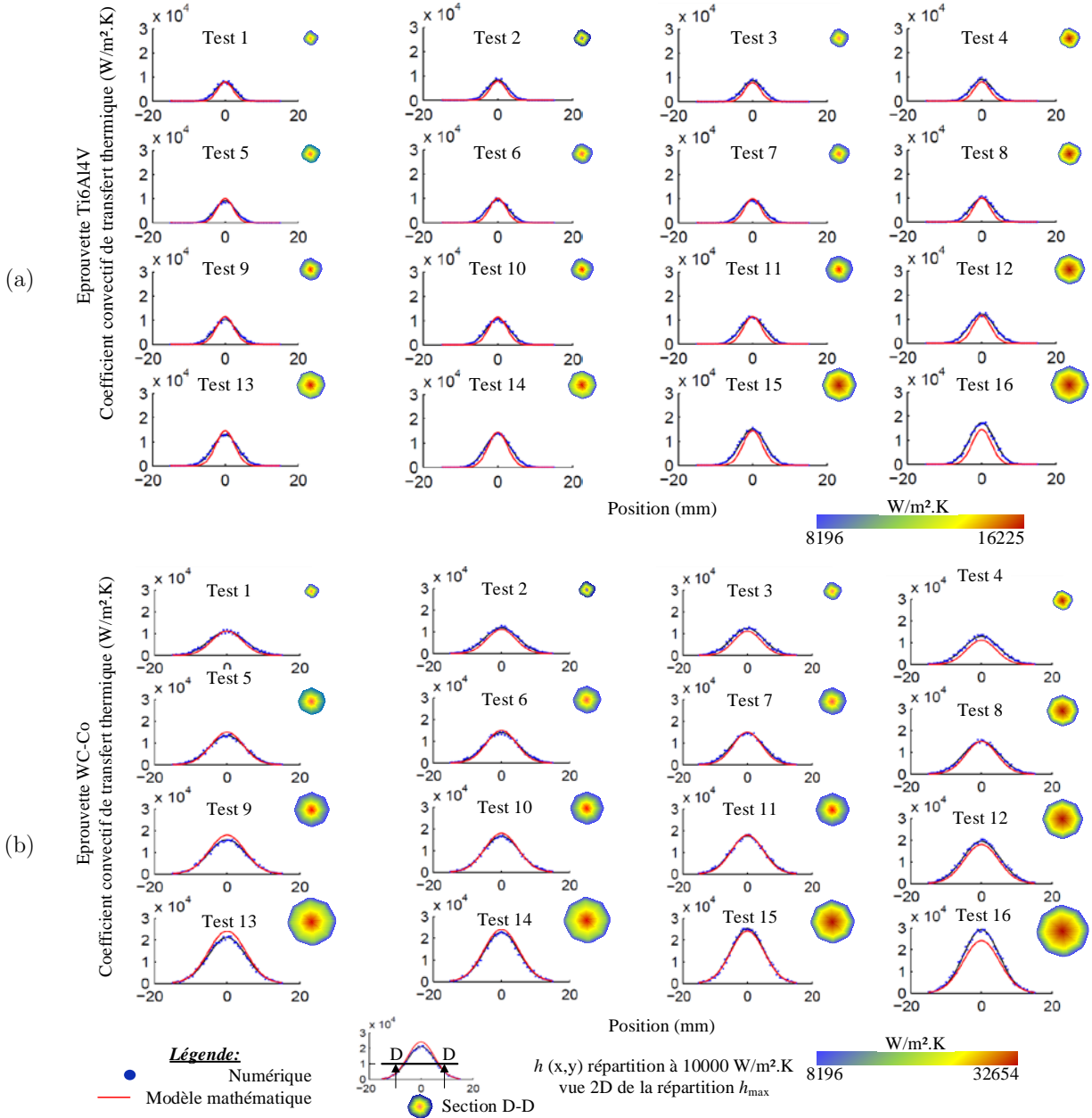


Figure 2.35 : Modèle mathématique de prédiction de la répartition de h ($\text{W/m}^2.\text{K}$) ;

(a) Ti6Al4V ; (b) WC-Co

L'erreur de prédiction maximale de h sur l'ensemble des tests est estimée à 11% sur le pic maximal pour le ratio entre CFD et modèle mathématique. Cette [Figure 2.35](#) est également illustrée, dans les cas (a) et (b), par des pastilles de gradient du coefficient h (W/m².K). La représentation graphique montre une vue en coupe (section D-D de la légende) de la répartition de h à 5000 W/m².K. Cela permet de comprendre rapidement l'efficacité des paramètres de projection de LN₂ sur le matériau par rapport aux valeurs associées, et à la surface affectée. Les tests ayant été classés par ordre croissant en réponse h , le test 16 est illustré par la répartition et le pic maximal. Cela se traduit par une surface d'échange thermique convectif accrue. La limite extérieure de la pastille de gradient de h étant de 5000 W/m².K. Il est possible de comparer chaque essai en impact surfacique du jet de LN₂.

Les tests pour lesquels le modèle mathématique est le moins en adéquation avec les points de la CFD sont ceux pour lesquelles la valeur de h est maximale. Ceci vient du fait de l'origine des équations proposées pour la définition du modèle mathématique. Les valeurs de références \varnothing_{ref} , P_{ref} , D_{ref} , I_{ref} , ont été prises comme paramètres du plan d'expériences les plus forts en valeur ($\varnothing_{\text{ref}} = 3$ mm, $P_{\text{ref}} = 6$ bars, $D_{\text{ref}} = 3$ mm, $I_{\text{ref}} = 45^\circ$). L'erreur de prédiction varie en fonction des valeurs de référence choisies. L'objectif d'avoir une référence au dénominateur du quotient est de se rapprocher d'une valeur proche de 1. Quelles que soient les références choisies au dénominateur des quotients du modèle ($\frac{\text{Facteur}_i}{\text{Facteur}_{\text{ref}}}$), l'erreur de prédiction maximale de h variera sur différents tests du plan d'expériences.

Avec le développement de ce modèle mathématique, on remarque également que les exposants associés aux quotients des facteurs d'inclinaison (δ, l) et de distance (γ, k) de projection du LN₂ sont de 0. Ces deux facteurs sont insignifiants par rapport à la pression et au diamètre de la buse. h (W/m².k) est majoritairement guidé par des facteurs relatifs au débit de LN₂ pendant l'expérimentation. Sur des distances de projection et des inclinaisons faibles, ces deux facteurs (D et I) ne pilotent pas la réponse thermique de la projection de LN₂ lors de l'assistance cryogénique à l'usinage. Ils sont donc négligeables devant les deux premiers. Ceci est en corrélation avec la [Figure 2.29](#) qui détermine par analyse statistique l'importance de chaque facteur du plan d'expériences.

Il faut cependant être vigilant quant à l'utilisation de ce modèle mathématique visant à la prédiction du coefficient convectif de transfert de chaleur depuis les facteurs d'entrée d'un plan d'expériences. Ce dernier ne peut être validé que dans le domaine déterminé et défini par les bornes du plan complet. Il s'agit ici des valeurs suivantes pour chaque facteur ([Tableau 2.5](#)) :

- 2 bars < Pression < 6 bars
- 1.5 mm < Diamètre de sortie du LN₂ < 3 mm
- 0 mm < Distance de projection < 100 mm
- 0 ° < Inclinaison du jet de LN₂ < 45 °

Ensuite, cette méthode est déjà issue d'une modélisation CFD. Il s'agit donc d'un modèle de modèle. Si les erreurs de mesure de température, les erreurs d'analyse, les erreurs de modélisation CFD et les erreurs du modèle mathématique sont juxtaposées, il est impossible d'affirmer que dans l'intervalle borné, la prédiction de h (W/m².K) soit juste à 100%. Il faut considérer que ce développement est un outil analytique permettant d'obtenir des ordres de grandeur.

Enfin, les calculs numériques et les expérimentations n'ont été faits que sur le couple de matériau suivant : Ti6Al4V et WC-Co. Les caractéristiques thermiques intrinsèques du matériau ne sont pas négligeables et sont la conséquence directe de l'évaluation de h (W/m².K).

La conclusion de cette partie des travaux de thèse porte sur l'attention et la rigueur qui doivent être adoptées pour l'acheminement d'un fluide cryogénique en assistance à l'usinage. La maîtrise des facteurs d'acheminement de l'azote liquide est déterminante pour valoriser son efficacité. L'utilisation d'outils conventionnels dédiés à l'émulsion ou l'assistance haute pression n'est pas une solution convenable si ces derniers ne présentent pas les caractéristiques suffisantes permettant une maîtrise de l'assistance à l'usinage.

2.4.2.2 Transfert industriel

L'objectif premier du développement de ce modèle mathématique est la prédiction, dans un domaine prédéfini, du coefficient convectif de transfert thermique par introduction des facteurs du plan d'expériences. Un outil a été développé en vue d'un transfert industriel et/ou numérique. En effet, deux situations peuvent intéresser cette quantification de h (W/m².K) : le dimensionnement d'outils coupants intégrant l'acheminement de LN₂ et la simulation numérique.

C'est donc dans cette perspective qu'un logiciel avec interface graphique a été développé afin que l'utilisateur puisse rapidement calculer la distribution spatiale de h (W/m².K) en fonction des paramètres de projection souhaités. La [Figure 2.36](#) illustre l'outil de calcul avec la visualisation graphique.

L'utilisateur peut choisir le matériau sur lequel le LN₂ est projeté et renseigner les valeurs numériques des facteurs du plan d'expériences. Le code est construit autour du modèle mathématique. Cette interface résume l'ensemble des raisonnements suivis pour calculer h et permet de visualiser en 3D l'impact d'un jet de LN₂ ainsi que le contour 2D associé.

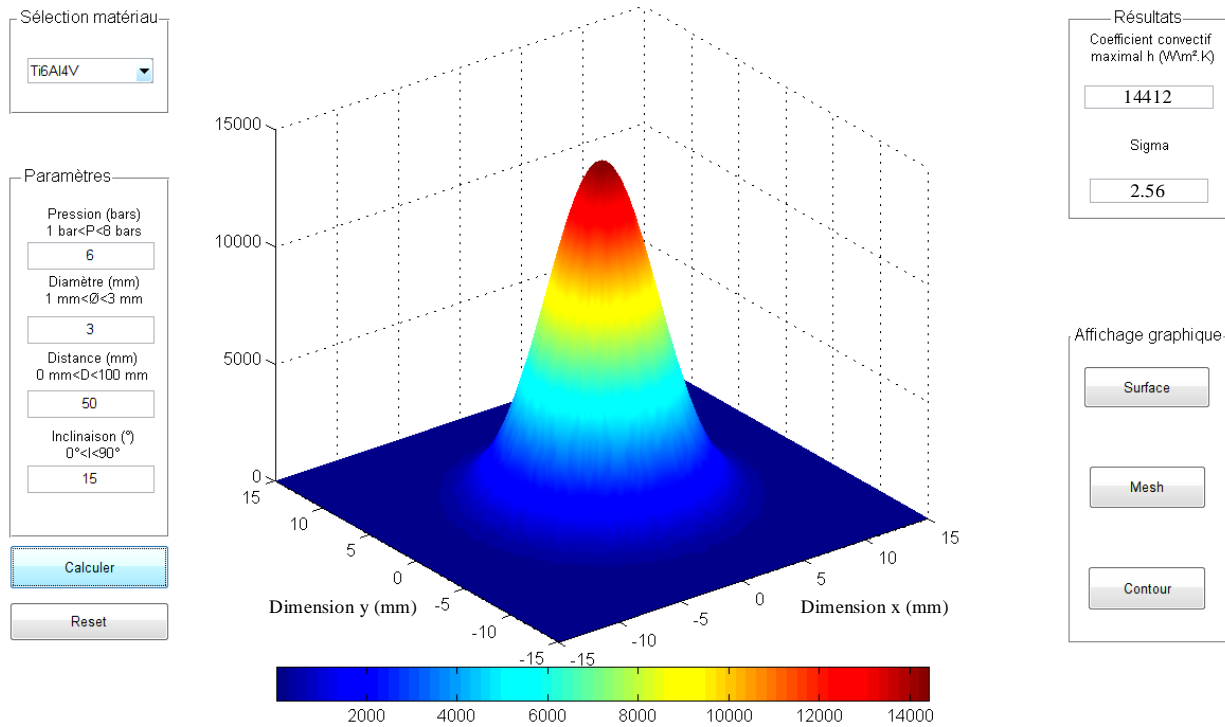


Figure 2.36 : Exécutable graphique de calcul de h ($W/m^2.K$)

Les résultats affichés indiquent le coefficient de transfert de chaleur convectif maximal ainsi que sa répartition gaussienne sigma, préalablement défini par $\sigma_{i\text{ math}}$.

2.5 Conclusion

Enfin, d'après les observations conduites dans l'état de l'art, la compréhension phénoménologique de l'utilisation de LN_2 en assistance à l'usinage semble pouvoir être optimisée par une analyse plus fine des phénomènes thermiques engendrés. Aucun standard n'existe pour optimiser et dédier une production de pièce à haute valeur ajoutée avec cette technologie. De plus, il existe un réel besoin d'une modélisation du coefficient de transfert de chaleur convectif. C'est la clé à de nombreux problèmes thermiques que représente ce paramètre. Dans cette optique, plusieurs thèmes ont été développés au cours de ce chapitre pour caractériser les phénomènes engendrés par la projection de LN_2 pour l'assistance à l'usinage.

Dans un premier temps, les travaux se sont focalisés sur la compréhension des phénomènes déterminants lors de l'utilisation d'azote liquide pour assistance à l'usinage. Le développement se concentre sur un aspect thermodynamique par un raisonnement analytique afin de mettre en évidence les facteurs influençant l'utilisation de fluides cryogéniques. Cette étude simplifie le problème afin de proposer une méthode se complexifiant au fur et à mesure des résultats mis en évidence. Une analyse dimensionnelle a permis de comprendre la dépendance du LN_2 aux facteurs de quantité de phase et

de pression. Une modélisation CFD concernant la circulation de LN_2 dans des conduites simples a alors montré que la géométrie des tubes et les paramètres d'entrées du fluide cryogénique influencent la température de sortie et par conséquent l'efficacité associée.

S'appuyant sur ces résultats, le développement d'une méthode inverse en vue d'une caractérisation du coefficient convectif de transfert thermique est proposé. Une expérimentation simple, basée sur l'analyse d'un plan d'expériences alimente une simulation numérique CFD modélisant la projection de LN_2 sur une plaque. Deux matériaux différents sont testés afin de comprendre les phénomènes thermiques mis en œuvre sur un outil de coupe (WC-Co) et sur une éprouvette usinée (Ti6Al4V). Les résultats montrent la dépendance non négligeable des paramètres de projection de LN_2 (pression, diamètre de buse) sur le coefficient h ($\text{W}/\text{m}^2\cdot\text{K}$). Une analyse statistique est alors proposée afin de comprendre et caractériser l'influence de chaque facteur mis en jeu dans le plan d'expériences. Les cartographies 3D et les contours 4D de la réponse h montrent que le débit de LN_2 est un facteur prédominant.

Dans un troisième temps, une modélisation mathématique visant à la prédiction de h en fonction du niveau choisi des facteurs d'entrée du plan d'expériences est proposée. Dans un domaine défini et borné, deux équations sont établies permettant de déterminer les paramètres essentiels d'une modélisation gaussienne 2D. Ce raisonnement permet d'affirmer que h est essentiellement piloté par le diamètre de buse et la pression de projection de LN_2 . Cette dernière étape de mise en équation des résultats propose alors un transfert de la capitalisation des connaissances vers des domaines ayant besoin de ces résultats tels que la simulation numérique de la coupe ou encore le dimensionnement d'outils adaptés à l'assistance cryogénique.

Il faut cependant être vigilant quant à l'utilisation des résultats. Un domaine a été défini et une extrapolation n'est pas envisageable sans de nouveaux essais expérimentaux dédiés à des mesures thermiques dans de nouvelles conditions ou sur de nouveaux matériaux. En raison du cumul des erreurs de mesures, de modélisation CFD et mathématique, la précision finale des résultats ne peut faire foi sur une standardisation de la prédiction de h ($\text{W}/\text{m}^2\cdot\text{K}$). Les éléments proposés par la littérature scientifique à ce sujet ont été enrichis et ont permis une meilleure approche de la phénoménologie mise en œuvre lors de l'utilisation de fluide cryogénique en usinage.

Avant de trop complexifier le problème de l'assistance avec LN_2 en fraisage, une démarche plus simple en tournage discontinu est proposée dans le chapitre suivant. Elle tire parti des modélisations analytiques et CFD pour la conception d'outils dédiés tout en permettant une instrumentation simplifiée en effort et température dans un repère outil fixe.

Chapitre 3 : Approche expérimentale de l'assistance cryogénique en tournage discontinu

Chapitre 3 : Approche expérimentale de l'assistance cryogénique en tournage discontinu 109

3.1	Objectifs et compréhension de l'assistance cryogénique en tournage discontinu	110
3.1.1	Compréhension de l'assistance cryogénique.....	110
3.1.2	Objectif de l'étude.....	111
3.2	Mise en place d'essais instrumentés.....	112
3.2.1	Conception d'un outil de coupe instrumenté.....	112
3.2.2	Séparation des phases.....	113
3.3	Etude de l'assistance cryogénique en tournage.....	115
3.3.1	Identification des paramètres de coupe optimaux	115
3.3.1.1	Méthodes et moyens	115
3.3.1.2	Résultats et discussions	119
3.4	Etude instrumentée sur éprouvette discontinue	124
3.4.1	Méthodes et moyens de l'expérimentation	125
3.4.2	Plan d'expériences.....	129
3.4.3	Résultats et discussion	130
3.5	Conclusion	144

3.1 Objectifs et compréhension de l'assistance cryogénique en tournage discontinu

3.1.1 Compréhension de l'assistance cryogénique

Comme évoqué dans le chapitre 1, les enjeux de l'assistance cryogénique en usinage sont nombreux. Cependant, la technologie récente et encore mal maîtrisée de l'acheminement d'azote liquide à l'interface outil/copeau ne permet pas d'établir des standards de fonctionnement. Les publications scientifiques s'accordent sur le bénéfice du LN₂ sur l'usure des outils, mais montrent différents points de vue lors des études telles que les phénomènes thermiques engendrés. C'est dans cet objectif que le second chapitre de cette thèse propose une modélisation du coefficient convectif de transfert thermique h (W/m².K). Toutefois, cette étude ne permet pas de faire une transition directe vers le fraisage assisté par cryogénie. En effet, les inconnues sont encore nombreuses : paramètres d'acheminement du LN₂ à prendre en compte lors de la coupe interrompue, évolution des efforts de coupe, qualité de surface usinée, géométrie des outils et porte-outil, ou encore l'application des résultats du chapitre 1 à la conception d'outils dédiés à l'assistance cryogénique. L'ensemble de ces paramètres produit des effets non négligeables sur les mécanismes de coupe et doit donc être caractérisé. Par conséquent, afin de proposer une transition vers le fraisage assisté par LN₂, une étude sur le chariotage discontinu assisté par LN₂ est proposée.

Afin d'éclaircir la lecture et les développements présentés (i.e. les objectifs, les paramètres étudiés, les méthodologies et les essais réalisés) dans ce chapitre, un synopsis des travaux réalisés est proposée et présentée par la [Figure 3.1](#).

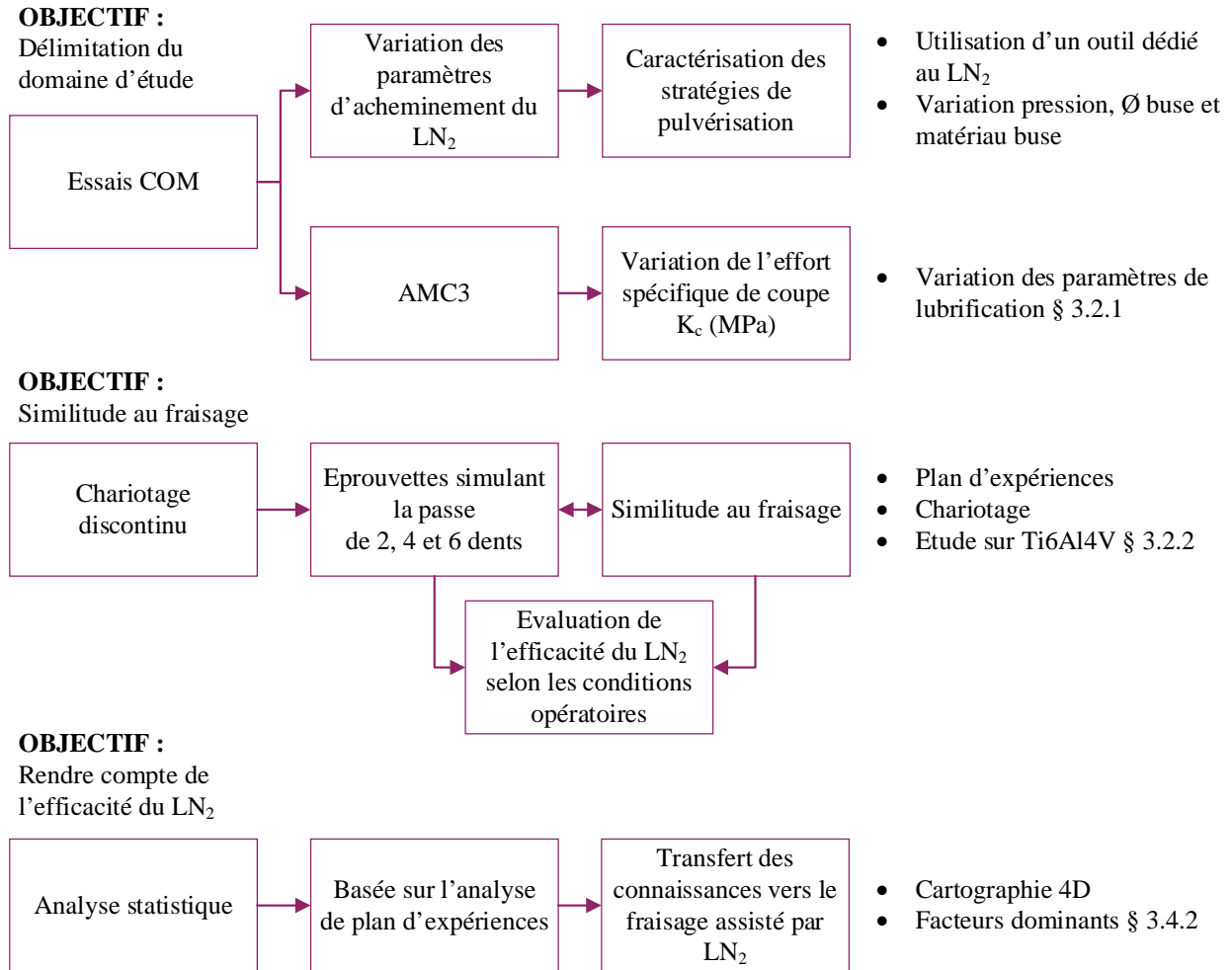


Figure 3.1 : Cartographie des travaux de thèse et des développements du chapitre 3

3.1.2 Objectif de l'étude

L'objectif de cette étude est double. Dans un premier temps, ce qui a été étudié et compris au second chapitre est transféré dans cette étude afin de mettre en avant les différents effets de l'assistance cryogénique sur la coupe du titane. Dans un second temps, cette étude sert de base au transfert de cette technologie d'assistance à l'usinage vers le fraisage.

Le but est de proposer une étude mettant en évidence le lien entre la compréhension phénoménologique et l'application au fraisage par une expérimentation instrumentée en repère fixe. L'avantage principal est une instrumentation plus facile sur un porte-outil de tournage. Les mesures de températures et d'efforts sont simplifiées. Un outil fixe est plus facilement modifiable pour intégrer les paramètres de projection de LN₂ que sont : la pression, le diamètre des conduits, l'angle d'incidence de projection et d'acheminement du LN₂, la distance de projection. Une attention

particulière a été portée à la mise en place de ces essais afin d'établir une base comparative sans variation externe des paramètres d'application de LN₂ en zone de coupe.

3.2 Mise en place d'essais instrumentés

3.2.1 Conception d'un outil de coupe instrumenté

Afin de proroger les résultats obtenus au chapitre 2, un porte-outil de tournage a été modifié afin d'intégrer l'instrumentation tout en optimisant les canaux d'acheminement de LN₂. La base du porte-outil modifié du fabricant Iscar a pour référence PCLNL 12-2525M-JHP. L'ensemble des modifications apportées à ce porte-outil est répertorié à la [Figure 3.2](#).

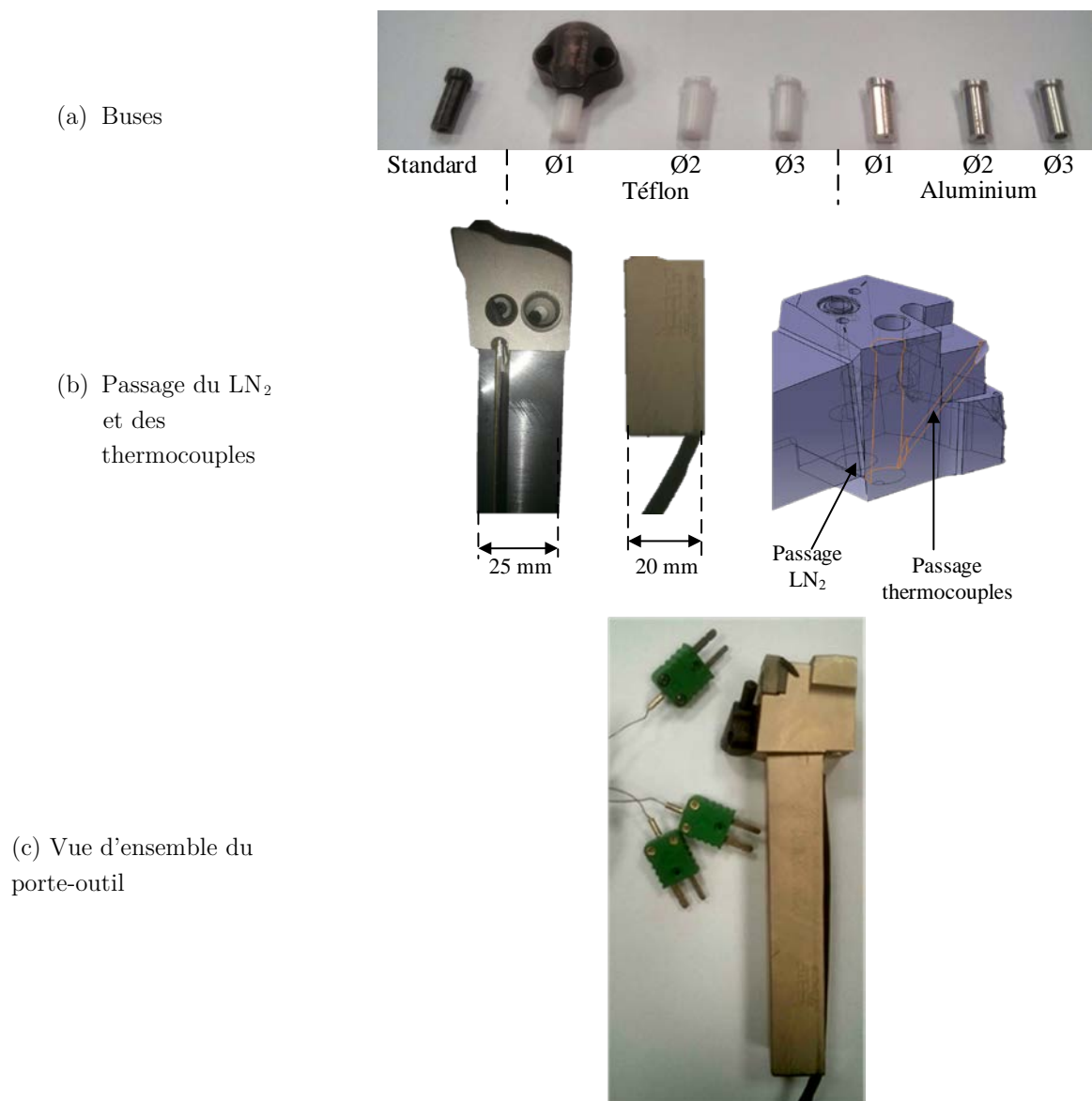


Figure 3.2 : Ensemble des modifications apportées au porte-outil PCLNL 12-2525M-JHP

Les buses se déclinent en différents diamètres et matériaux. La [Figure 3.2](#) (a) présente les diamètres de buse de 1 mm à 3 mm en téflon ou en alliage d'aluminium. Le chapitre précédent montre que les angles des canaux où circule le fluide cryogénique ne doivent pas dépasser un angle de 15°. Le flexible acheminant le LN₂ est en prise directe avec la buse de projection comme illustré en [Figure 3.2](#) (b). La section du porte-outil est réduite à 20 x 20 mm² afin d'assurer le montage dans une platine dynamométrique. Une rainure débouche ensuite vers un trou de passage réalisé pour les thermocouples. Ces derniers sont noyés dans une plaquette et sont présentés au § 3.3.2 relatif aux moyens et méthodes mis en place pour l'étude instrumentée en tournage discontinu. Une vue globale du porte-outil instrumenté est présentée dans la [Figure 3.2](#) (c) avec une buse de projection de LN₂ montée. Ce porte-outil a donc été revu et modifié pour accomplir des essais COM et de coupe interrompue avec une instrumentation appropriée.

3.2.2 Séparation des phases

Les chapitres 1 et 2 ont montré que lorsque du LN₂ est acheminé d'un point A vers un point B, une partie du liquide se transforme en gaz (N₂). Ce phénomène est problématique en termes d'efficacité recherchée de l'assistance cryogénique. Les pouvoirs calorifiques intéressants du LN₂ ne peuvent être concentrés dans la zone de coupe si ce dernier est évaporé dans les flexibles avant sa projection. Il est donc indispensable d'acheminer un maximum de LN₂ à l'état liquide vers l'interface outil/matière. Un séparateur de phase est mis en œuvre afin d'isoler le gaz du liquide et n'ouvrir la vanne d'approvisionnement de l'assistance cryogénique que si une majorité de liquide peut être projetée. La [Figure 3.3](#) représente la séparation des phases avant la pulvérisation depuis le réservoir de LN₂ vers la zone de coupe.

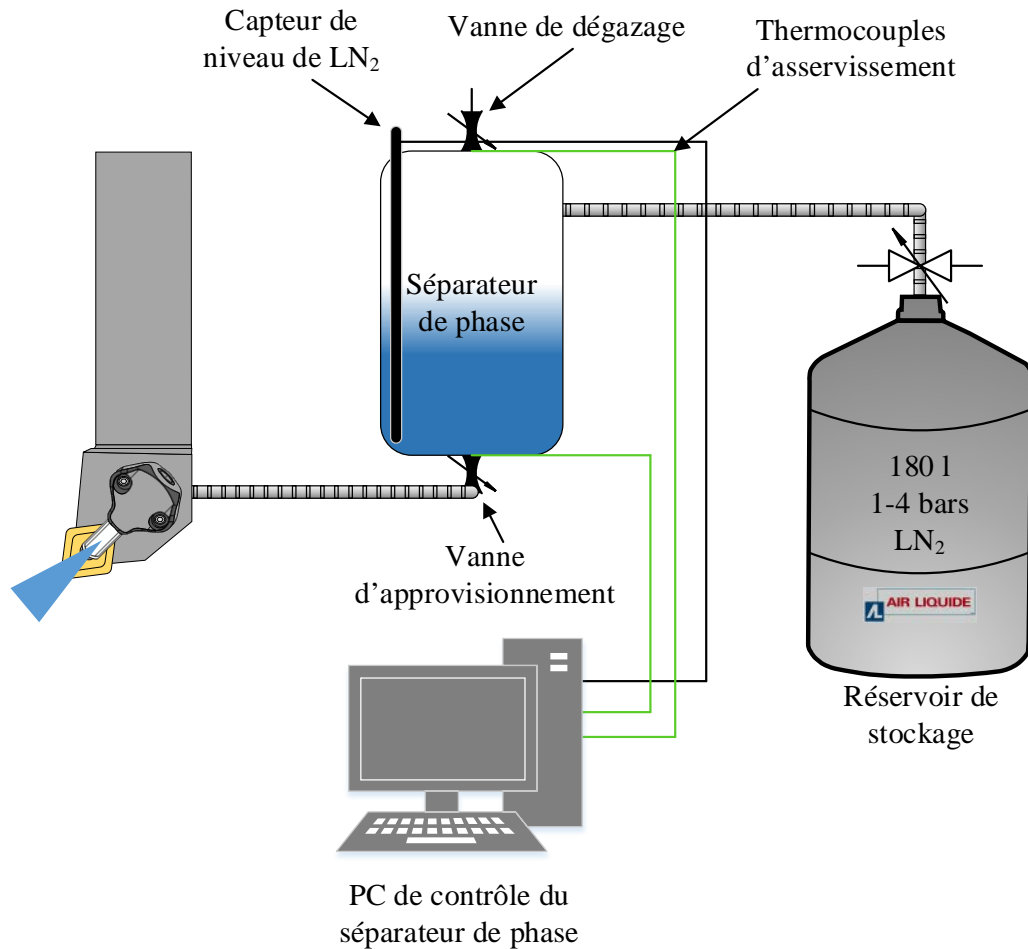


Figure 3.3 : Système d'acheminement d'azote ; SUSCRYMAC (SUStainable CRYogenic MACHining) développé par l'université de Ljubljana et exploité par le CETIM [Pusavec et al. 12]

Les électrovannes de dégazage et d'approvisionnement sont contrôlées par une interface logicielle permettant de gérer le débit d'acheminement en fonction des besoins. Les informations de températures en entrée et en sortie du pot dégazeur sont retournées par thermocouples. Ainsi la température d'acheminement du LN_2 vers l'outil est contrôlée. Si la température est inférieure à -196°C , une majorité de liquide ($> 90\%$) est délivrée. Une sonde capacitive permet également de contrôler et mesurer la quantité de liquide présent dans le corps du séparateur de phase. Lorsque la phase liquide n'est pas suffisante, la vanne d'approvisionnement reste fermée et celle de dégazage est complètement ouverte.

Grâce à ce système, il est possible d'assurer une proportion majoritaire de phase liquide à la sortie du séparateur de phase. Cependant, cela sous-entend plusieurs hypothèses. Sans possibilité de contrôle réel du pourcentage de phase en sortie de buse du porte-outil, la proportion LN_2/N_2 est considérée comme identique à celle de sortie de pot dégazeur. Ceci est une approximation forte en raison de plusieurs raisons : le porte-outil n'est pas isolé thermiquement et induit des échanges de

chaleur importants. La chaleur générée par la coupe se propage en partie dans le corps de ce dernier. Un échange thermique avec des températures cryogéniques induit donc un changement de phase et par conséquent réduit l'efficacité de l'assistance. Il est préférable que les moyens d'acheminement (flexibles, conduits dans l'outil) soient isolés. Ceci est possible pour les flexibles mais plus difficile pour le corps de l'outil. C'est pourquoi, l'ensemble des flexibles acheminant le LN_2 lors des expérimentations est métallique de type « Hydra » onduleux isolé par polymère sur le diamètre intérieur et à ondes parallèles inox renforcé par une tresse inox et protégé à nouveau par l'extérieur.

L'utilisation de ce moyen d'assistance pour le tournage induit de nombreux changements sur la coupe de matériaux réfractaires. Il est donc nécessaire d'établir un domaine d'utilisation avec des essais selon la méthodologie du Couple Outil-Matière (COM).

3.3 Etude de l'assistance cryogénique en tournage

3.3.1 Identification des paramètres de coupe optimaux

L'identification d'un domaine viable des conditions de coupe d'un alliage réfractaire est une étape indispensable à la poursuite du raisonnement scientifique présenté dans ce chapitre. Il faut être en mesure d'établir les bornes limitantes des vitesses de coupe (V_c en m/min) et avance (f en mm/tr). Cette partie de chapitre présente deux volets distincts.

Dans un premier temps, les conditions de coupe optimales sont déterminées et analysées avec émulsion. Ce mode de lubrification est ici considéré comme référence et moyen de comparaison avec l'assistance cryogénique et l'usinage à sec. En effet, la majorité des procédés de coupe dans les industries utilise aujourd'hui divers mélanges d'huile/fluide synthétique et d'eau.

Dans un second temps, les essais de COM seront réalisés avec différentes méthodes de lubrification. Les essais réalisés avec émulsion (pris comme référence lors de cette étude) sont comparés à ceux effectués avec du LN_2 et à sec. Les différentes buses présentées au § 3.3.1 sont testées et comparées. Une interprétation est ensuite proposée en fonction des résultats obtenus par analyse graphique d'un plan d'expériences.

3.3.1.1 Méthodes et moyens

La méthodologie du couple outil-matière, comme détaillée dans les normes pour les techniques du tournage [NF E66-520-4 97] et du fraisage [NF E66-520-6 97], a pour objectif de définir des conditions de coupe acceptables industriellement (selon plusieurs aspects : énergie spécifique de coupe, usure de l'outil, fragmentation des copeaux, etc.) pour un couple {matériaux usiné et usinant

+ lubrification} donné. Bissey [Bissey 05] souligne en détail les tenants et aboutissants concernant l'utilisation de cette méthodologie dans les cas du tournage et du fraisage.

Dans le cadre de ce chapitre, le couple outil-matière a été utilisé dans l'optique de réaliser des essais d'usinage dans des plages de fonctionnement adaptées (a_p , f , V_c) afin de comparer ensuite les modes de lubrification (émulsion, LN_2 et à sec). Pour ce faire, les conditions de coupe fournies par l'industriel ont été confrontées à des essais de type COM pour vérifier la validité des conditions retenues et leur influence sur les efforts de coupe. Les énergies spécifiques de coupe K_c (MPa) sont comparées en fonction des différents modes d'assistance à l'usinage.

Etant donné le grand nombre d'essais que nécessite la méthodologie COM, le logiciel AMC3 [Fromentin 12] a été utilisé. Développé au LaBoMaP, il s'agit d'un programme intégré aux CN Siemens 840D des machines-outils qui permet la détermination de conditions de coupe favorables pour un outil lors de l'usinage d'une matière donnée dans une opération donnée. Cette méthode permet de tester, avec une variation continue, l'effet d'un paramètre de coupe, telle que, la vitesse de coupe l'avance ou la profondeur de passe sur l'effort ou l'énergie spécifique de coupe. La solution AMC3 propose donc des cycles de COM en continu. Il est possible de faire varier V_c (m/min), f (mm/tr) ou a_p (mm) sur une plage définie en une seule opération et ainsi mesurer en continue l'effort spécifique de coupe K_c (MPa). L'obtention de l'évolution de K_c en fonction d'un paramètre opératoire dure une trentaine de secondes.

Les premiers essais consistent donc à vérifier les conditions de coupe en chariotage d'un alliage de Ti6Al4V avec un outil carbure adapté à l'usinage du titane de type CNMG 120408 nuance IC20. Les caractéristiques de ces outils coupants sont détaillées en Annexe A. Les valeurs standards d'utilisation, préconisées par le fabricant Iscar, sont les suivantes :

- $50 \text{ m/min} < V_c < 60 \text{ m/min}$
- $0.1 \text{ mm/tr} < f < 0.2 \text{ mm/tr}$
- $1 \text{ mm} < a_p < 3 \text{ mm}$

Les conditions opératoires utilisées pour la variation des paramètres de coupe dans cette démarche COM en chariotage sont les suivantes :

- $10 \text{ m/min} < V_c < 80 \text{ m/min}$
- $0.05 \text{ mm/tr} < f < 0.4 \text{ mm/tr}$
- $1 \text{ mm} < a_p < 2 \text{ mm}$
- Lubrification : Emulsion

La [Figure 3.4](#) présente un exemple d'essai COM en tournage à avance et vitesse de coupe continue avec de l'émulsion.

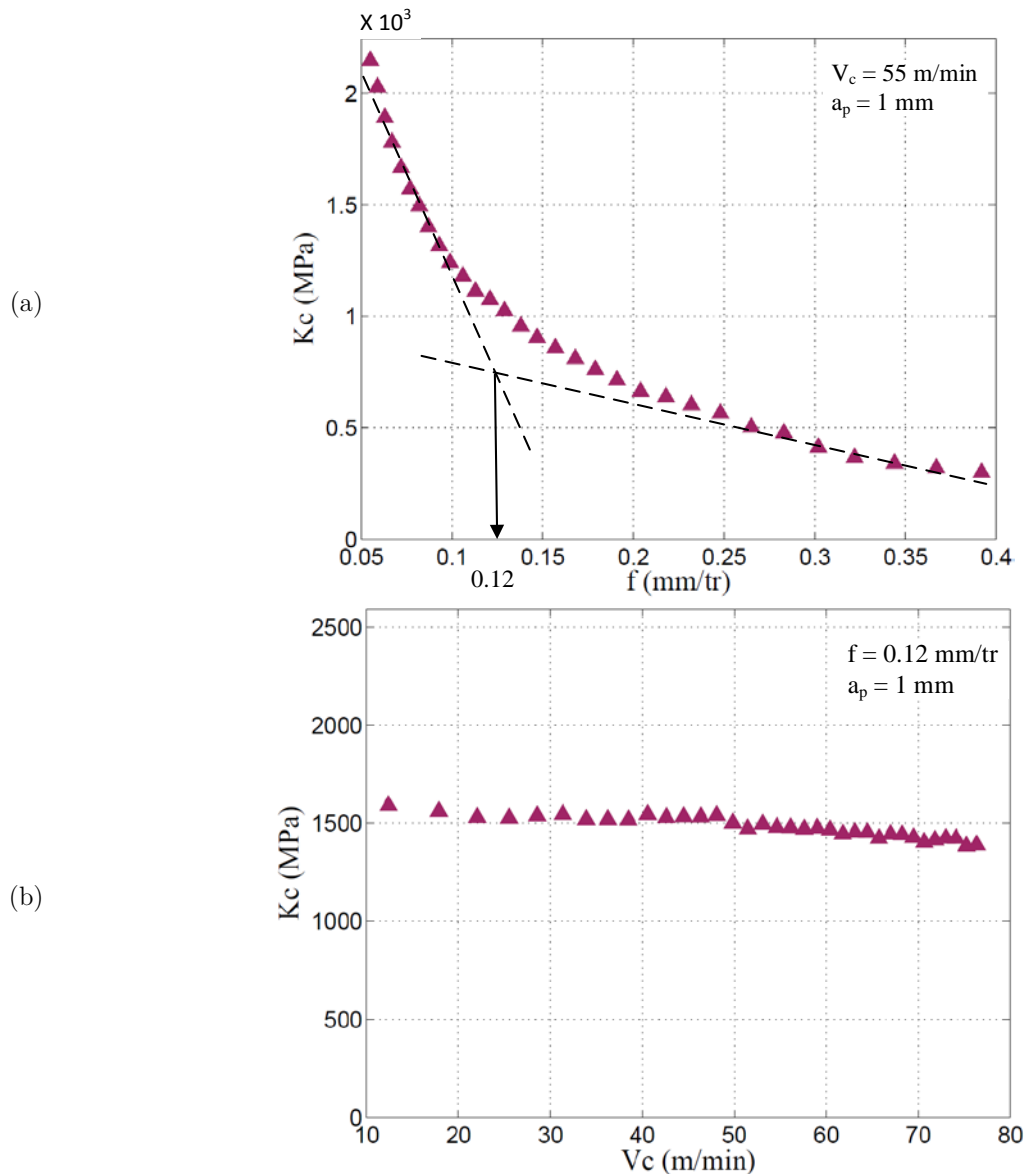


Figure 3.4 : Essais COM de référence avec émulsion ; (a) Variation du paramètre f (mm/tr) à $V_c = 55$ m/min ; (b) Variation du paramètre V_c (m/min) à $f = 0.12$ mm/tr

La procédure de détermination des valeurs f_{\min} et $V_{c \min}$ par la méthode des tangentes n'est pas figée dans la norme de la méthode COM [NF E66-520-4 97]. Il s'agit d'une estimation empirique. La valeur de f_{\min} se situe autour de 0.12 mm/tr. Cependant, lors de la réalisation de l'ensemble des essais COM à vitesse de coupe continue, $V_{c \min}$ est difficilement lisible. L'utilisation d'AMC3 ne permet pas, dans les cas étudiés, de relever les différentes rugosités ou copeaux générés. Pour comprendre l'effet des différentes assistances à l'usinage, la détermination et comparaison de f_{\min} et $V_{c \min}$ rendent les interprétations discutables. Etablir et comparer un domaine de fonctionnement dépendant de la stratégie de lubrification en observant la forme des copeaux ou la rugosité n'est pas possible. D'autres méthodes doivent être envisagées.

L'objectif est de faire varier les conditions de lubrification et de comparer les résultats d'essais COM. Un plan d'essais est proposé par au [Tableau 3-1](#).

Mode de lubrification	\varnothing_v = Diamètre de buse pour face de coupe	Projection	Profondeur de passe	Essai #
Emulsion			1 mm	1
LN ₂ outil optimisé	Ø 1 mm	Coupe	1 mm	2
	Ø 1 mm	Coupe + dépouille	1 mm	3
	Ø 2 mm	Coupe	1 mm	4
	Ø 2 mm	Coupe + dépouille	1 mm	5
	Ø 3 mm	Coupe	1 mm	6
	Ø 3 mm	Coupe + dépouille	1 mm	7
Sec			1 mm	8

[Tableau 3-1](#) : Plan d'essais COM de chariotage avec différentes conditions d'assistance

Le but n'est pas de réaliser des essais de couples outils-matière uniquement pour vérifier la pertinence des modes de lubrifications en usinage, mais bien de proposer une comparaison et une interprétation de ces expériences. L'ensemble des essais réalisés avec l'assistance cryogénique est régulé en pression constante à 2 bars. Le diamètre de buse en face de dépouille est constant : $\varnothing_\alpha = 1.2$ mm

Le [Tableau 3-1](#) se compose de 4 sections principales présentant les divers modes de lubrification :

- L'émulsion : Cette stratégie est considérée comme référence industrielle aux essais suivis. Le cas industriel du tournage d'alliage réfractaire se fait majoritairement avec un mélange eau/huile. Cependant, dans la littérature, la plupart des cas d'assistance LN₂ sont comparés à l'usinage à sec. Cette étude a donc pour base comparative l'émulsion car il s'agit de l'état de l'art industriel aujourd'hui ;
- A sec : Quoique déconseillé en raison des hautes températures générées par les matériaux réfractaires, l'usinage à sec est étudié ;
- LN₂ avec un outil dérivé du JHP (Jet Haute Pression) optimisé pour l'assistance cryogénique. Comme décrit précédemment, cet outil a été modifié pour optimiser l'acheminement du LN₂.

Ce plan d'essais prend en compte les stratégies de pulvérisation du LN₂ et propose une étude de l'impact du jet en fonction de la zone de projection ciblée. Elle concerne soit la zone de coupe seule, soit la zone de coupe et de dépouille. Le schéma présenté en [Figure 3.5](#) énumère les différentes stratégies de pulvérisation du LN₂.

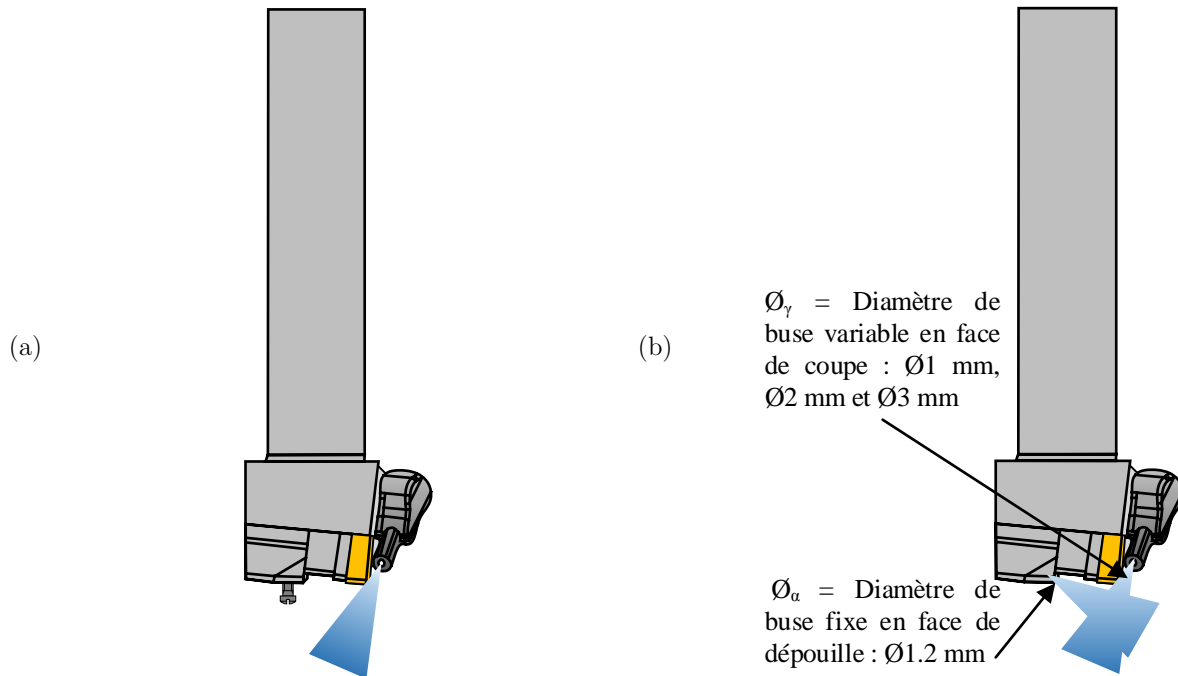


Figure 3.5 : Stratégie de pulvérisation du LN₂ pour le tournage en chariotage du Ti6Al4V ; outil PCLNL - 12 modifié pour assistance cryogénique ; a) Projection face de coupe ; b) Projection face de coupe + dépouille

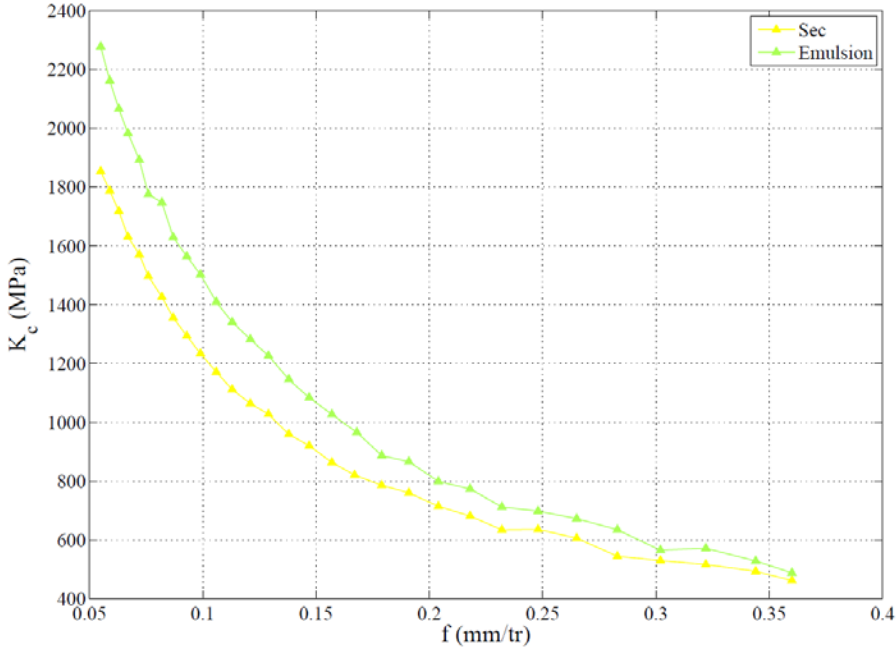
Il est possible de dissocier les zones de projection grâce à un obturateur de conduit d'acheminement. Il s'agit d'une vis en téflon bouchant l'arrivée du fluide cryogénique en zone de dépouille. En dissociant les canaux d'acheminement, les bénéfices ou inconvénients de la stratégie choisie sont caractérisés. En raison de la conception de base de l'outil de tournage, il n'est pas possible de faire varier le diamètre du conduit de pulvérisation en face de dépouille. L'utilisation de ce dernier est binaire. Quel que soit le diamètre de conduit en face de coupe, celui de la face de dépouille est de 1.2 mm. Les essais COM se sont déclinés suivant deux profondeurs de passes afin de comprendre l'efficacité du LN₂. Ceci constitue un plan d'essais à 16 expériences. (8 essais ; $a_p = 1$ mm et 8 essais ; $a_p = 2$ mm). Chaque test a été répété 3 fois afin de réduire le résidu et garantir une répétabilité. L'utilisation d'un logiciel d'automatisation de la procédure de couple outil-matière prend son sens dans cette directive d'expériences nombreuses.

3.3.1.2 Résultats et discussions

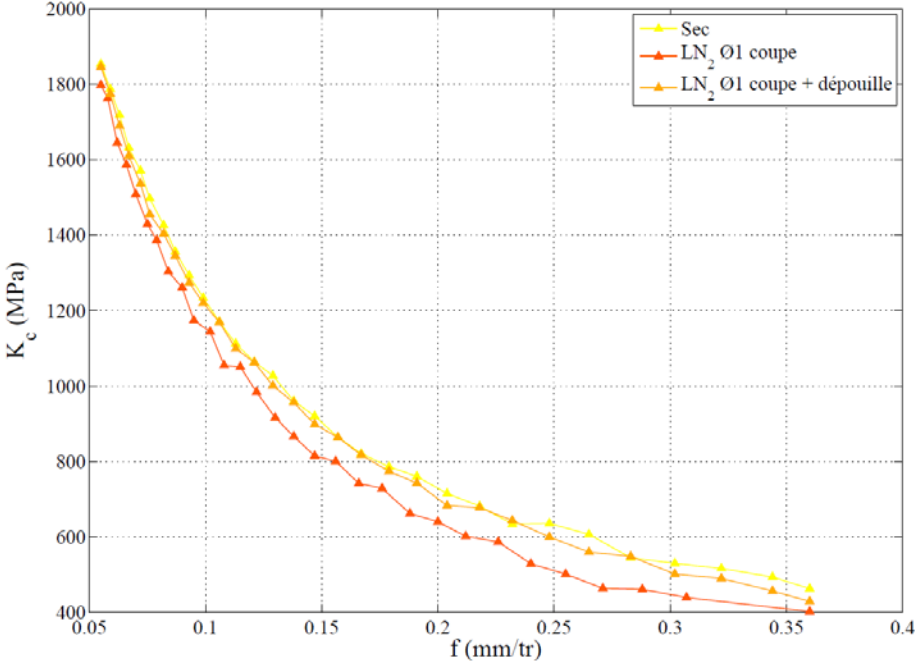
Dans cette section, l'ensemble des essais COM en avance continue est présenté. Les courbes K_c (MPa) = f (f (mm/tr)) sont juxtaposées pour permettre une visualisation globale de l'ensemble des résultats tout en autorisant un degré de comparaison de l'assistance à l'usinage. Les courbes représentées sont les moyennes des 3 essais de répétabilité sur une seule profondeur de passe : $a_p = 1$ mm. Les comparaisons entre différentes stratégies d'assistance sont plus aisées pour de faibles profondeurs de passe et mettent en évidence l'assistance cryogénique.

La Figure 3.6 présente les résultats de ces essais COM.

a)



b)



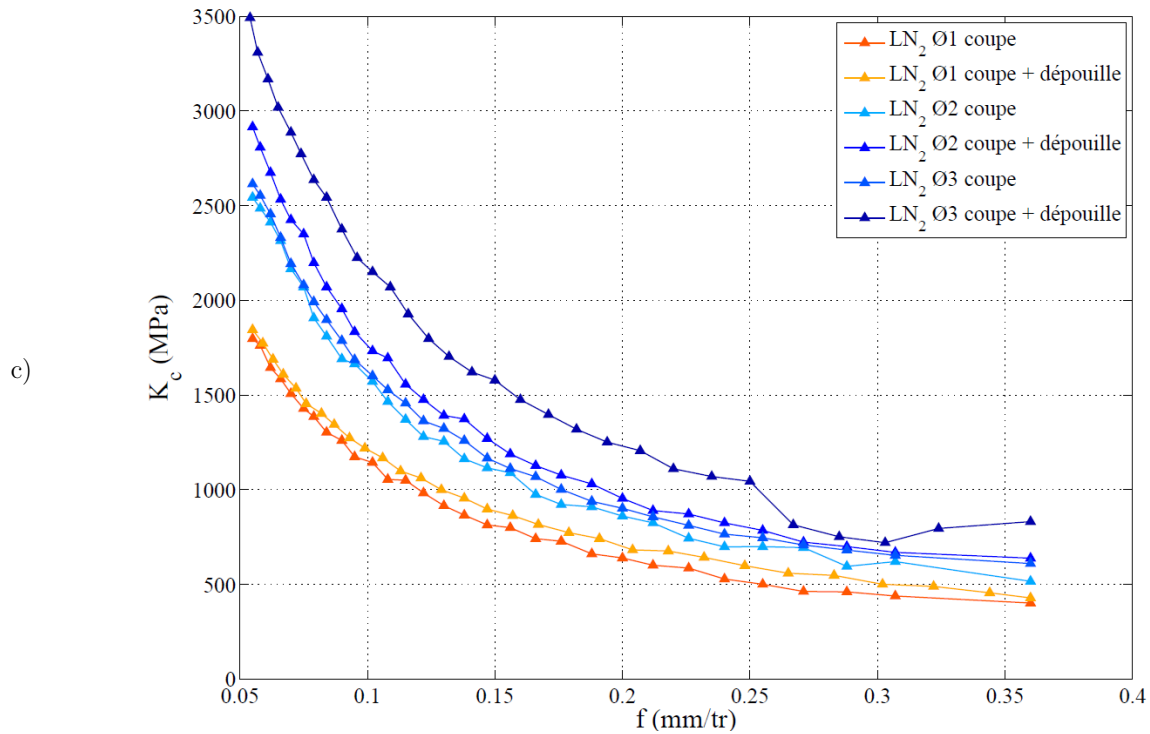


Figure 3.6 : Evolution de K_c (MPa) en fonction des paramètres d'assistance à l'usinage en avance continue avec : $a_p = 1$ mm ; $V_c = 55$ m/min ; a) comparaison sec/émulsion ; b) comparaison sec/LN₂ Ø1 mm ; c) comparaison LN₂ Ø1 mm/LN₂ Ø2 mm/LN₂ Ø3 mm

Trois comparaisons sont proposées dans la Figure 3.6. Les essais COM à sec et sous émulsion sont superposés dans la Figure 3.6 a). La courbe correspondant à l'émulsion est au-dessus de celle présentant l'usinage à sec. A faible avance ces courbes sont confondues et se dissocient pour des valeurs d'avance plus fortes. L'écart entre les deux reste cependant assez faible. L'utilisation d'émulsion augmente K_c pour de faibles épaisseurs de copeaux à basse avance mais ne change rien à fortes avances.

La Figure 3.6 b) montre une comparaison entre l'usinage à sec et l'assistance cryogénique avec de faibles diamètres de buses. Ces courbes sont confondues. Cela montre une certaine similitude entre l'usinage à sec et l'usinage avec assistance cryogénique avec de faibles débits de LN₂. Il n'y a pas d'effet sur les efforts de coupe dans ce cas.

Dans chacun des essais avec le LN₂, l'assistance cryogénique est portée sur la face de coupe uniquement, ou bien sur la face de coupe et de dépeuille simultanément. Ce découplage devrait permettre d'identifier les plus forts impacts sur les efforts de coupe entre les différents types d'assistance. La Figure 3.6 c) montre la superposition des courbes de tous les cas d'utilisation de LN₂. Plusieurs remarques découlent de ce dernier graphique :

- Plus le débit de projection de fluide cryogénique est élevé, plus K_c est important, quel que soit l'avance.
- Multiplication du K_c par 1.5 entre les essais avec des diamètres de buses de 1 mm et de 3 mm.
- La projection de LN_2 en face de dépouille n'est pas négligeable en termes d'impacts sur les efforts spécifiques de coupe. Ces derniers augmentent.

Les explications des phénomènes mis en évidence peuvent être multiples. L'augmentation du K_c entre les essais à sec et avec émulsion peut se comprendre par une limitation de l'adoucissement thermique générée par l'élévation de chaleur dans la zone de coupe. Si la diffusion des gradients thermiques est limitée par l'utilisation de l'émulsion, le Ti6Al4V devient plus difficile à usiner. Les efforts de coupe augmentent. Ce phénomène est accentué par l'utilisation de LN_2 avec des débits suffisants. L'outil usinant est durci et travaille dans un matériau rendu plus dur par l'environnement « froid ». Cet écart de K_c est minimisé à forte avance. L'élévation de température générée par la coupe est trop importante pour être absorbée par le fluide cryogénique. A contrario, les écarts importants à faible avance sont influencés par la projection de LN_2 en face de dépouille. Une étude plus approfondie est nécessaire afin de caractériser l'importance de cette projection d'azote liquide en face de dépouille de l'outil coupant.

Un modèle mathématique appliqué à ces essais COM en tournage peut donner plusieurs interprétations et quantifications des phénomènes préalablement observés. Chaque courbe K_c (MPa) = f (mm/tr) est approximée par une courbe puissance de type $y(x) = a \cdot x^n$. Comme le montre la Figure 3.7.

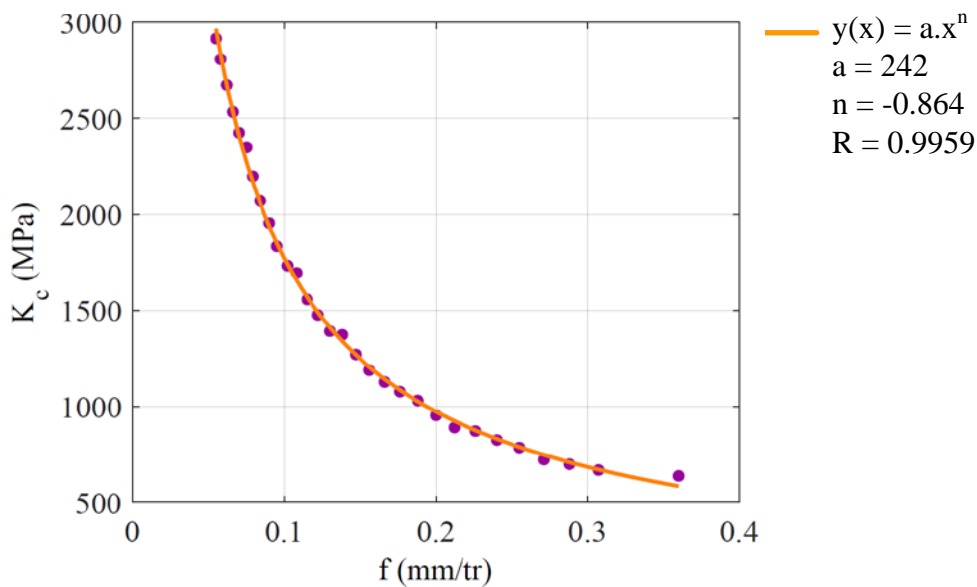


Figure 3.7 : Exemple d'approximation d'essai COM ; $a_p = 1$ mm $V_c = 55$ m/min ; Lub = LN_2 $\varnothing 3$ mm coupe

Les coefficients « a » et « n » sont identifiés sur chacune des courbes de ces essais COM en fonction des paramètres de lubrification. Sur l'exemple de la [Figure 3.7](#), l'approximation est correcte à 0.4 % près. La [Figure 3.8](#) présente les coefficients « a » et « n » de l'approximation des courbes $K_c \text{ (MPa)} = f(f \text{ (mm/tr)})$ en fonction des paramètres d'assistance à l'usinage.

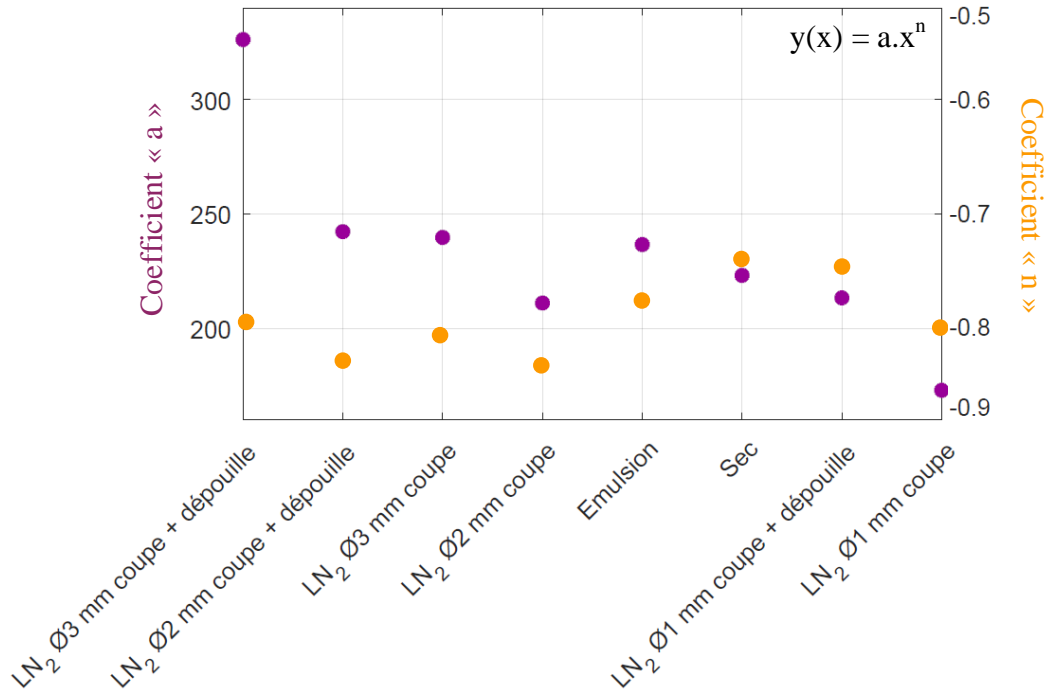


Figure 3.8 : Coefficient « a » et « n » de l'approximation mathématique des essais COM

Le coefficient « a » (relatif au décalage des courbes sur l'axe des ordonnées) est dépendant des paramètres de pulvérisation de l'azote liquide. Un fort diamètre de buse en face de coupe associé à une projection en face de dépouille induit un fort coefficient « a ». La projection en face de dépouille augmente donc l'impact de l'assistance cryogénique sur la coupe. Cette étude de sensibilité met en avant une corrélation forte entre le débit de LN₂ et la stratégie de pulvérisation. En revanche, le coefficient « n » est plus dispersé en fonction des paramètres d'assistance à l'usinage. Pilotant l'inflexion de $K_c \text{ (MPa)} = f(f \text{ (mm/tr)})$, cet exposant est réduit par l'utilisation de fort débit d'azote liquide, augmentant l'écart maximal entre faible et forte avance. L'amplitude maximale des efforts de coupe augmente.

En conclusion, cette étude a permis de mettre en évidence les différences d'efforts spécifiques de coupe en fonction de l'avance et de la méthode de lubrification en usinage. Cette campagne d'essais montre que les choix de méthodes de lubrification en usinage ont une importance significative. L'assistance cryogénique fait varier les efforts de coupe et par conséquent, le domaine de fonctionnement de l'outil et des paramètres de coupe évolue. Avec l'outil dédié à la projection de LN₂, l'acheminement d'azote liquide est optimisé. Les angles de passage du fluide ont été perfectionnés et les canaux isolés. L'efficacité est directement liée au débit et par conséquent au

coefficient convectif associé, imposé à l'interface pièce/outil. L'outil de tournage utilisé pour la haute pression (PCLNL 2525 JHP) dans les publications n'est pas adapté à la situation étudiée, rendant les essais difficilement comparables entre les différentes stratégies d'assistance à l'usinage. Dans cette étude, la comparaison entre LN₂ et émulsion ne permet pas d'affirmer que l'utilisation de fluide cryogénique rend possible l'augmentation de la productivité. Le domaine de fonctionnement affecté par la stratégie de lubrification n'est que peu observable avec cette expérimentation. Les interprétations restent discutables et nécessitent un approfondissement des recherches sur ce sujet. Le gain de temps réalisé par le logiciel AMC3 limite les explications au niveau de l'observation des états de surface ou de l'usure des outils.

Cette étude a permis de comprendre les effets des différentes méthodes de lubrification auxquels seront confrontés les essais de coupe interrompue. La transition vers le fraisage assisté par LN₂ se fait par des opérations de tournage discontinu. Cette expérimentation est décrite et développée dans la partie suivante.

3.4 Etude instrumentée sur éprouvette discontinue

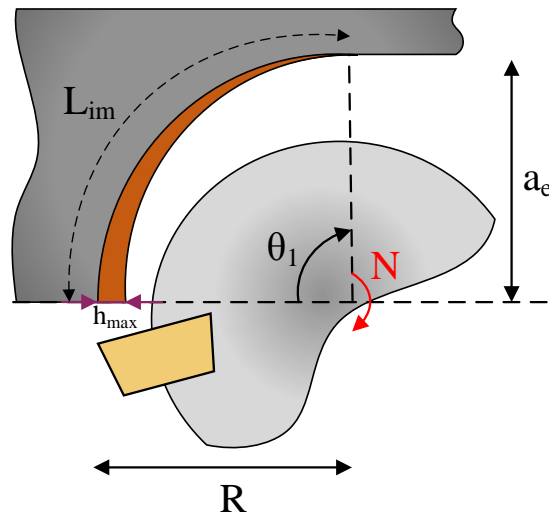
Ce point aborde la transition menée entre les compréhensions phénoménologiques de la projection de LN₂ sur un alliage de Ti6Al4V du second chapitre et le fraisage assisté par cryogénie du dernier chapitre. Cette étude est menée en tournage discontinu avec assistance cryogénique du porte-outil décrit précédemment. L'objectif est d'approcher la coupe en fraisage du titane par la conception et la réalisation d'essais avec un outil positionné dans un repère fixe. La relative facilité de mise en œuvre de la cryogénie en tournage et de l'instrumentation associée des essais (efforts et température) permet de simuler une étude en fraisage. Le but est donc de comprendre l'impact de l'assistance cryogénique en fraisage par une étude en repère outil fixe. Une analyse sur les efforts de coupe et les températures des outils est mise en œuvre. Un plan d'expériences est réalisé, suivi d'une analyse statistique. Les résultats permettent de cerner les effets de l'assistance cryogénique sur l'outil et le Ti6Al4V. Par la suite, des outils spéciaux dédiés à cette technologie seront dimensionnés et la connaissance acquise en chapitre 3 est traduite par la mise en œuvre du fraisage assisté par LN₂.

3.4.1 Méthodes et moyens de l'expérimentation

L'objectif premier de cette étude est d'effectuer une analogie au fraisage par une opération de tournage interrompu en adaptant les éprouvettes et les conditions de coupe. Dans cette section, les méthodes et moyens de l'expérimentation sont décrits et illustrés.

Afin d'approcher au plus près l'analogie au fraisage lors des expérimentations en tournage, le raisonnement suivant a été conduit en plusieurs étapes. Une analogie par calcul analytique des similitudes entre le fraisage et le tournage discontinu a été réalisée. Ceci a permis de concevoir et de fabriquer les éprouvettes en Ti6Al4V. Dans un second temps, les essais sont instrumentés en efforts et température. Une analyse statistique des résultats est alors proposée afin de comprendre et d'interpréter les stratégies d'assistance à l'usinage en tournage discontinu.

Le dimensionnement des éprouvettes de tournage s'est fait sur le calcul de la longueur d'immersion L_{im} (mm) d'une dent de fraise dans la matière correspondant au temps d'interaction entre l'outil et la matière usinée. Plusieurs hypothèses sont émises : l'épaisseur du copeau en tournage est constante et égale à h_{max} . On considère que $h = h_{coupée} = \text{constante}$. Le débit copeau Q (cm^3/min) est constant et aucun faux rond n'est considéré. Les angles de coupe et dépouille d'une fraise dédiée au titane et cet outil de tournage n'ont pas été assimilés ni comparés en raison de contraintes technologiques associées à un choix expérimental. La [Figure 3.9](#) schématise la longueur de contact L_{im} (mm) de la dent d'une fraise dans la matière par révolution.



[Figure 3.9](#) : Schématisation de la longueur de contact en fraisage

Il est possible de calculer cette longueur L_{im} de la façon suivante :

$$L_{im} = R \cdot \theta_1 \quad (93)$$

Soit

$$L_{im} = R \cdot \arccos\left(1 - 2 \cdot \frac{a_e}{D}\right) \quad (94)$$

Soit une fraise de diamètre 40 mm et une profondeur radiale a_e équivalent à $0.5 \varnothing_{\text{fraise}}$ (soit une opération de semi-finition), la longueur de contact L_{im} par tour et par dent est de 31,4 mm. L'engagement de la fraise dans la matière est conséquent afin d'avoir une réponse en température conséquente et ainsi pouvoir comparer les assistances entre elles. Afin d'approcher la coupe en fraisage avec 2, 4 ou 6 dents pour ce même diamètre, un lopin cylindrique d'alliage Ti6Al4V d'un diamètre de 120 mm est choisi. Des encoches sont taillées dans la masse afin de réaliser des cylindres à 2, 4 ou 6 « créneaux », montés en mors doux pour les essais de chariotage. La [Figure 3.10](#) présente les trois éprouvettes utilisées afin de simuler expérimentalement une opération de fraisage avec 2, 4 ou 6 dents pour une fraise de diamètre 40 mm.



[Figure 3.10](#) : Eprouvettes de tournage discontinu

L'expérimentation est présentée en [Figure 3.11](#). L'ensemble des moyens de lubrification en usinage (à sec, émulsion ou LN_2) est schématisé pour une opération de chariotage d'éprouvette discontinue.

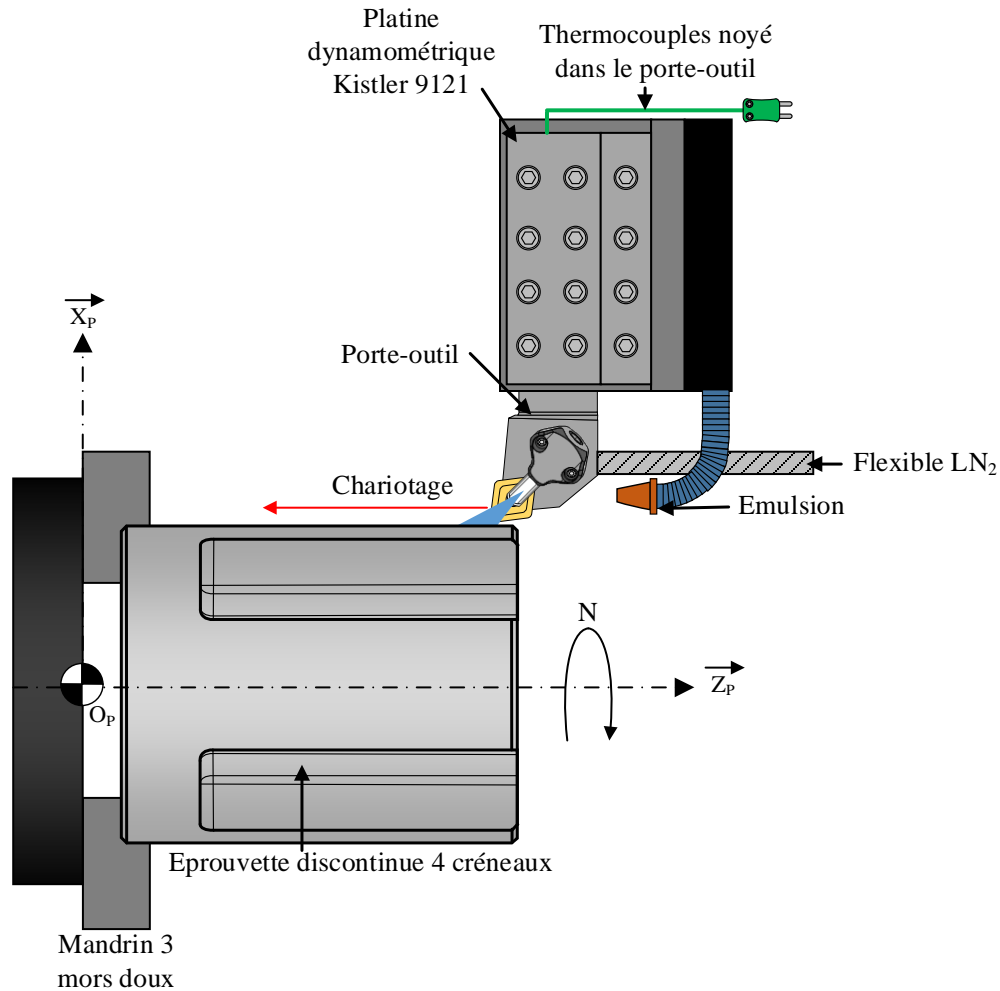


Figure 3.11 : Description de l'expérimentation du tournage discontinu avec assistance cryogénique, émulsion ou à sec

Le porte-outil décrit en Figure 3.5 avec les différentes stratégies de pulvérisation du LN₂ (face de coupe et/ou dépouille) a été utilisé pour les essais de tournage discontinu.

Les essais sont instrumentés en efforts et température. Une platine dynamométrique de type Kistler 9121 relève les efforts de coupe tandis que les plaquettes ont été adaptées pour insérer 3 thermocouples, de type K de diamètre 0.5 mm, comme le décrit la Figure 3.12. L'ensemble des détails de la chaîne d'acquisition sont décrits en Annexe B.

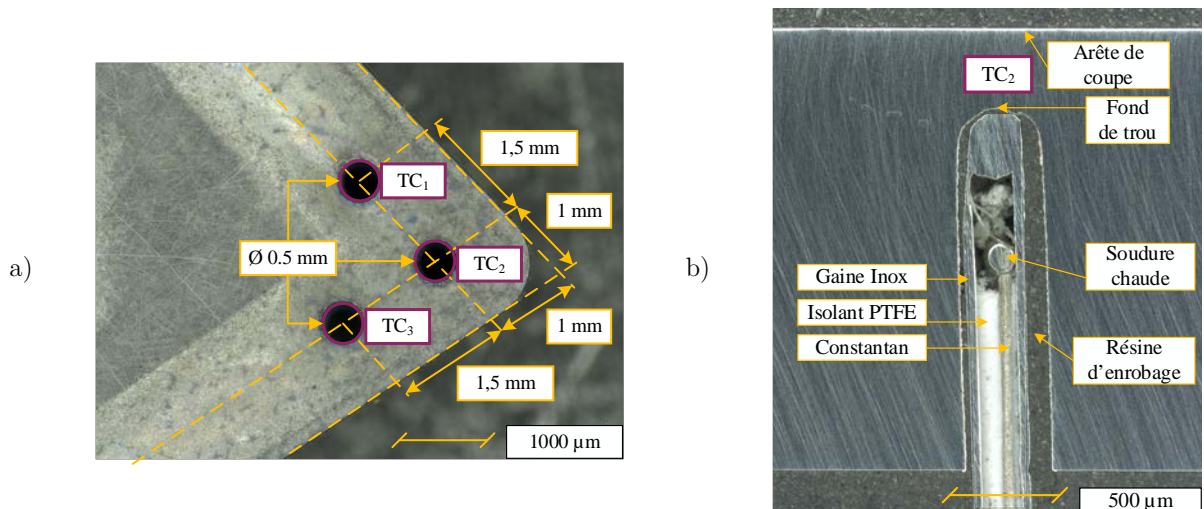


Figure 3.12 : Plaquettes de tournage CNMG 120408 IC 20 instrumentées en température ; a) vue des trous de positionnement des thermocouples ; b) vue en coupe d'un thermocouple noyé

L'objectif de la mesure de température est de comprendre quels sont les effets de l'assistance à l'usinage sur l'élévation de chaleur générée lors de la coupe et de corréliser ces relevés avec les mesures d'efforts et d'états de surface.

La distance entre le point de mesure des températures (soudure chaude du thermocouple) et l'arête de coupe de la plaquette peut varier (jusqu'à 0.5 mm), altérant sensiblement les mesures. Le thermocouple présenté sur la vue en coupe de la Figure 3.12 a été noyé dans une résine d'enrobage pour l'observation. L'enjeu est d'attirer l'attention sur la difficulté de répétabilité de la mise en œuvre de mesure de température au sein d'une plaquette. Le point réel de la mesure n'est pas au fond du trou mais à une distance équivalente à l'écart entre la soudure chaude et le bout du thermocouple si ce dernier touche le fond du trou. Cette distance est certifiée à 0.4 mm par le fabricant. Les trous dans lesquels sont noyées les sondes de température ont été percés par électroérosion à un diamètre de 0.5 mm. Une procédure de perçage électroérosion par itération, sur une machine AgieCharmilles Drill 20 du LaBoMaP, permettant la réalisation de trous borgnes a été développée au cours de cette thèse. Ceci permet de garantir une profondeur maîtrisée dans un intervalle de tolérance de 0.05 mm. Les plaquettes CNMG 120408 IC 20 sont percées en trois lieux (TC₁, TC₂, TC₃), espacés entre eux de 1.5 mm et à une distance de 1 mm des arêtes de coupe. L'évolution de la température au sein même de l'outil peut ainsi être observée sans effet intrusif. La fabrication de thermocouples comme illustrés dans le Chapitre 2 pour la méthode inverse est trop contraignante dans ce cas. Le maintien des fils de cuivre et constantan ne serait pas assuré. L'hypothèse de non perturbation des coefficients de Seebeck par l'insertion d'un troisième matériau au point de mesure est donc remplacée par une incertitude de localisation de la soudure chaude de 0.2 mm. Le temps de réponse des thermocouples est estimé dans cette configuration à 0.02 s.

3.4.2 Plan d'expériences

Les études précédemment menées permettent de fixer les conditions de coupes optimales pour une opération de chariotage sur un alliage Ti6Al4V en fonction des conditions d'assistance à l'usinage. Pour les essais de tournage discontinu, un plan d'expériences est fixé. Le facteur de vitesse de coupe se divise en deux niveaux : 30 et 60 m/min. L'avance est fixée à deux niveaux : 0.1 mm/tr et 0.2 mm/tr. Les assistances à l'usinage se déclinent en plusieurs niveaux : à sec, émulsion et LN₂ avec projection simultanée en face de coupe et dépouille. La longueur d'immersion de l'outil dans la matière L_{im} est constante et fixée à 31,4 mm et la longueur d'usinage à $L_{usi} = 10$ mm.

Conditions de lubrification :		Conditions de coupe :	
Sec		V _c (m/min)	30
Emulsion			60
LN ₂ sur face de coupe	Ø 1 mm	f (mm/tr)	0.1
	Ø 2 mm		0.2
	Ø 3 mm	a _p (mm)	1
LN ₂ sur face de dépouille	Ø 1.2 mm		2
			2
		Nombre de dents de l'éprouvette	4
			6

Tableau 3-2 : Plan d'essais de tournage discontinu

Le [Tableau 3-2](#) récapitule l'ensemble des conditions dans lesquelles sont effectués les tests. L'azote liquide étant un consommable, un compromis entre répétabilité et nombre d'essais a été trouvé. Chaque test est répété 3 fois. Par dénombrement, le plan d'expériences proposé est constitué de 96 essais. Le critère de réforme des outils est fixé à $V_B = 200$ µm. Tous les essais ont été effectués avec projection de LN₂ sur les faces de coupe et dépouille simultanément. Il s'agit du moyen d'assistance cryogénique considéré comme le plus efficace avec les études précédentes. Seul le diamètre de la buse de projection en face de coupe varie.

Lorsque l'ensemble du système (outil, porte-outil, séparateur de phase) a été mis en froid, la projection de LN₂ est déclenchée 15 secondes avant de réaliser un essai. Cela permet de stabiliser l'acheminement de LN₂ et d'assurer un jet régulier. Cette phase d'attente et de descente en température s'effectue hors matière sur un point de dégagement de l'outil. Les lopins de Ti6Al4V ne sont pas refroidis en amont de l'usinage.

Les grandeurs enregistrées au cours de cette campagne expérimentale sont les suivantes :

- Température : 3 thermocouples sont noyés dans la plaquette (Figure 3.12) ; TC₁, TC₂, TC₃ (°C)
- Efforts de coupe : platine dynamométrique ; F_p, F_f, F_c (N)
- Etats de surface : profilomètre avec capteur à contact de type Somitronic Surfascan ; R_a, R_t (µm)

Les données mesurées avec le profilomètre sont fortement influencées par 2 types de dispersion. Dans un premier temps, le protocole de mesure induit un démontage de l'éprouvette tous les 10 essais. En coupe interrompue, il y a une réponse vibratoire du système pièce/outil+platine dynamométrique/machine. Ceci induit des profils de rugosité perturbés. Les résultats de cette réponse, présentés dans la section suivante, ont donc une dispersion significative.

3.4.3 Résultats et discussion

Les résultats des essais de tournage discontinu sont présentés dans cette section. Dans un premier temps, les résultats obtenus sur les efforts et températures mesurés sont exposés. Une visualisation macroscopique des données enregistrées est introduite. Cette analyse permet de cibler les données clés à analyser. Ensuite, une stratégie de dépouillement global est présentée sur les éléments ciblés auparavant. L'objectif est de sélectionner les données pertinentes pour cartographier et comparer les différentes influences des stratégies d'assistance à l'usinage sur les données de sortie. Enfin, une interprétation des résultats, mettant en avant les atouts et inconvénients de l'utilisation de LN₂ en tournage discontinu, est proposée. Une méthode statistique est mise en œuvre.

Dans un premier temps, une vue d'ensemble des efforts maximaux et des températures maximales relevées au cours des essais de chariotage est présentée en Figure 3.13 avec les conditions de coupe suivantes : $V_c = 30$ m/min, $f = 0.2$ mm/tr et $a_p = 1$ mm. Les méthodes de lubrification et éprouvettes varient.

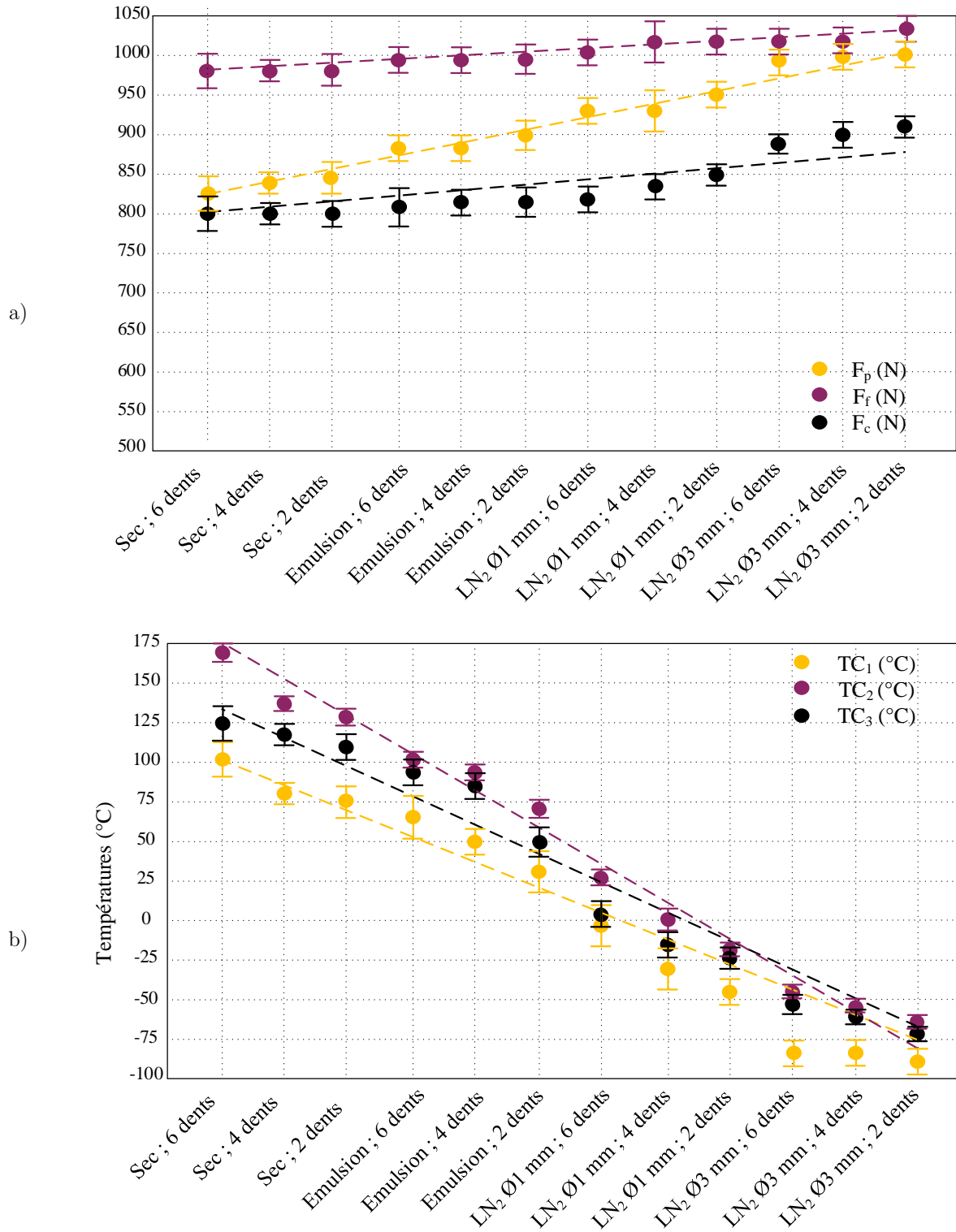
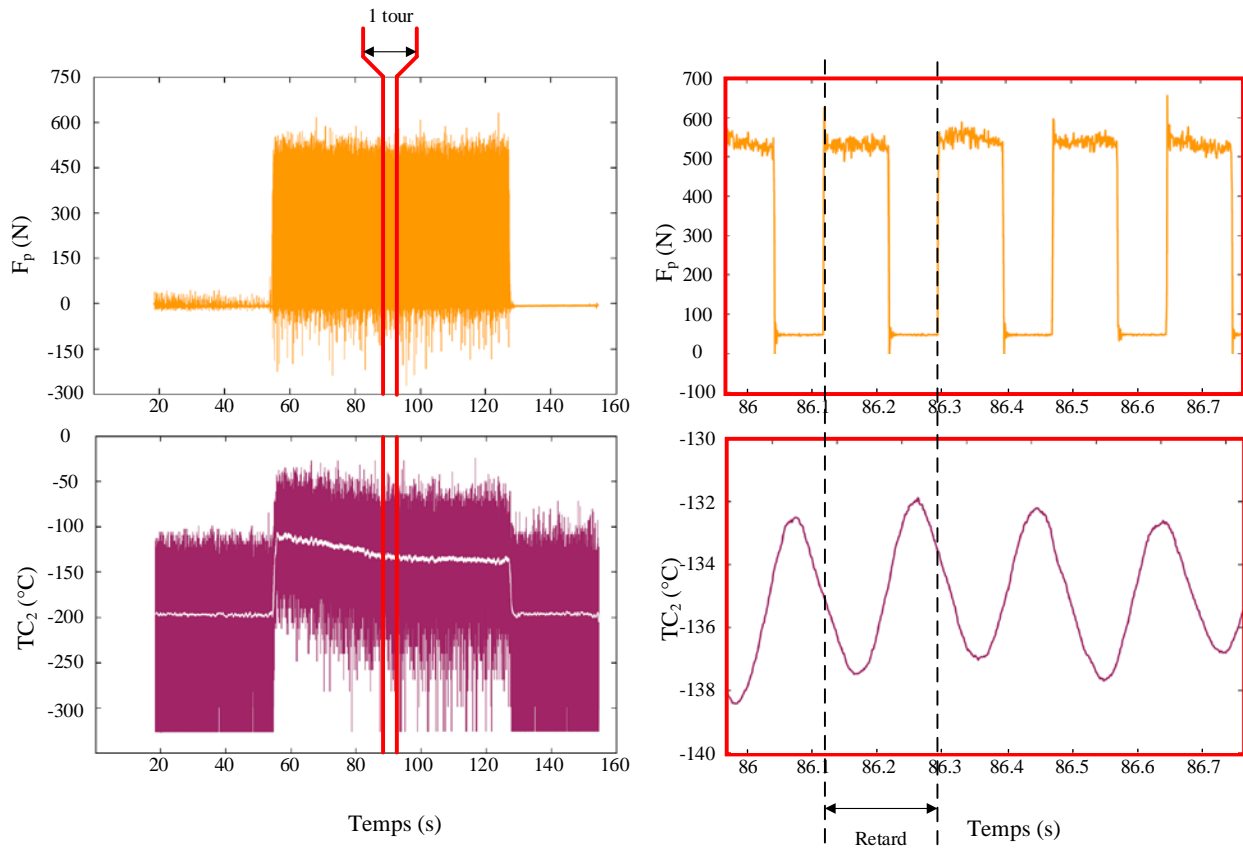


Figure 3.13 : Présentation des efforts a) et températures maximales b) relevées en chariotage discontinu pour $V_c = 30$ m/min, $f = 0.2$ mm/tr et $a_p = 1$ mm

Les efforts de pénétration (F_p), d'avance (F_f) et de coupe (F_c) ainsi que les trois températures mesurées TC_1 , TC_2 et TC_3 sont présentés en [Figure 3.13](#) pour les essais de chariotage discontinu à conditions de coupe constantes. Le temps de réponse des thermocouples est estimé dans ces essais à 0.02 s. Il apparaît que F_p et TC_2 sont les paramètres les plus sensibles au changement de conditions de lubrification et d'éprouvette. Les figures et raisonnements suivants s'attachent à décrire et interpréter ces deux paramètres mesurés en raison de la forte influence des conditions de lubrification sur les résultats.

La [Figure 3.14](#) présente les réponses F_p (N) et TC_2 (°C) lors d'un essai de chariotage discontinu dans sa globalité avec un zoom sur 1 tour d'éprouvette.



[Figure 3.14](#) : Essai de chariotage discontinu avec zoom en milieu d'essai sur 1 tour d'éprouvette 4 dents avec projection de LN_2 $\varnothing 3$ mm ; $V_c = 30$ m/min, $f = 0.2$ mm/tr et $a_p = 1$ mm

Le thermocouple n'étant pas directement relié à la masse, des perturbations apparaissent. Le signal est filtré et tracé en blanc sur la courbe globale de température permettant de mettre en évidence la tendance décroissante au cours de l'usinage. Une stabilisation thermique du procédé apparaît après 30 secondes d'usinage. Le zoom permet de mettre en évidence le retard à la mesure entre l'augmentation brutale des efforts lors du passage d'un créneau de l'éprouvette et la réponse associée du thermocouple. La mise en froid a été longue et a permis d'obtenir un régime d'écoulement

permanent en 150 secondes. La température de sortie se stabilise à $-200\text{ }^{\circ}\text{C}$ (LN_2 majoritaire). La fréquence de passage des dents correspond à celle calculée lors de l'analogie au fraisage, soit environ 6 Hz pour une éprouvette à 4 créneaux.

La Figure 3.15 montre l'évolution des températures et efforts de pénétration en fonction du nombre de créneaux des éprouvettes avec les mêmes paramètres de coupe et de lubrification.

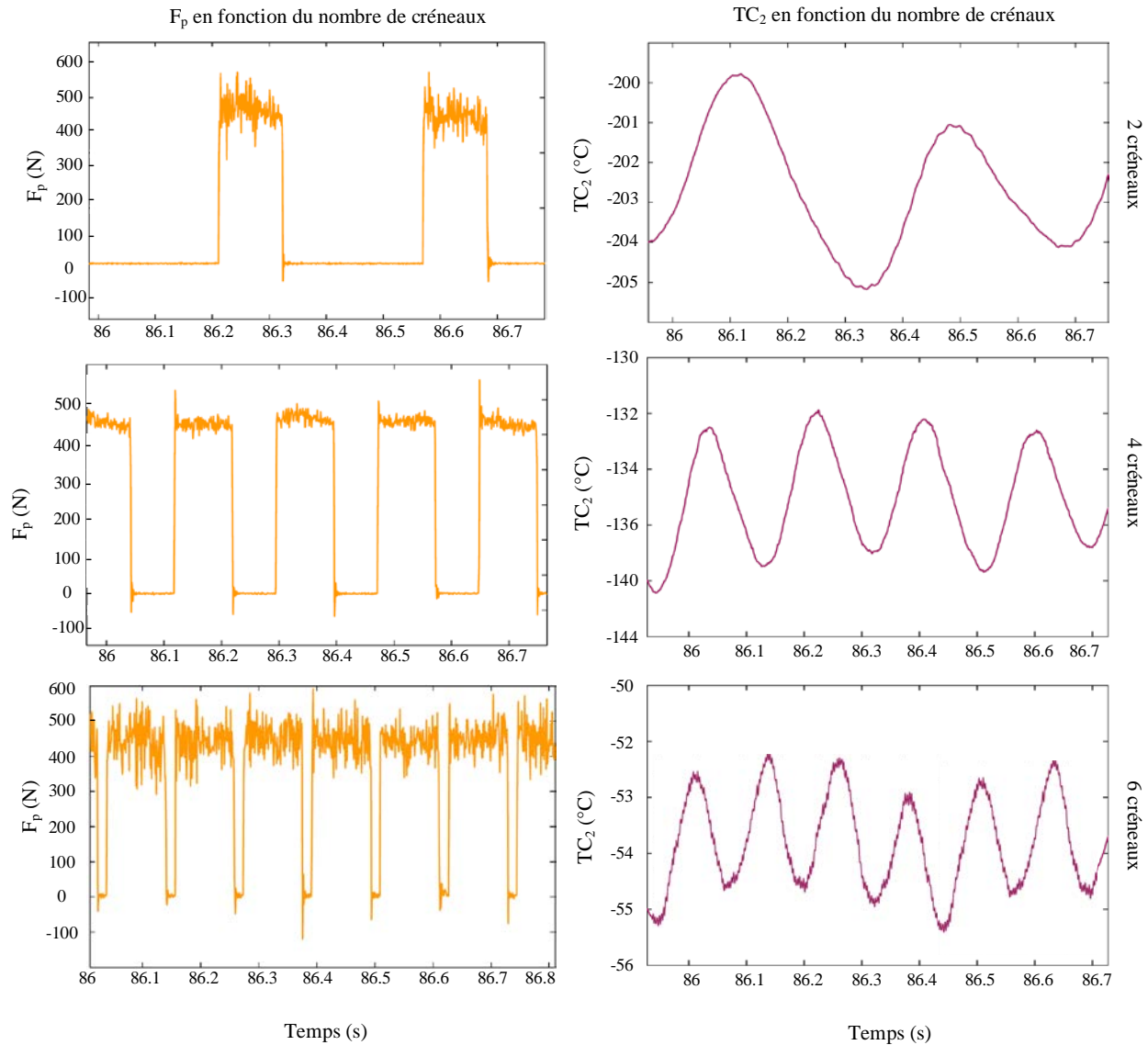


Figure 3.15 : F_p et TC_2 en fonction du nombre de créneau ; Chariotage discontinu, $V_c = 30\text{ m/min}$, $f = 0.2\text{ mm/tr}$ et $a_p = 1\text{ mm}$ avec $\text{LN}_2\ \text{Ø}3\text{ mm}$

L'évolution des efforts de coupe en fonction du nombre de créneaux est stable. Cependant, les courbes de TC_2 révèlent une augmentation de la température en fonction du nombre de créneaux des éprouvettes. Lors des essais avec l'éprouvette de 6 créneaux, la température est plus élevée

qu'avec 2 créneaux. Ceci s'explique par les temps réduits de l'outil hors matière. Le LN₂ arrivant à débit constant, son pouvoir refroidissant est diminué avec des temps de coupe plus long.

Les courbes de température associées aux créneaux d'efforts de coupe montrent la dépendance des effets de la thermique sur les efforts engendrés lors d'une passe de chariotage. Chaque pic de température, quel que soit le thermocouple, correspond à l'instant où l'outil enlève de la matière avec un retard à la mesure d'environ 0.15 s. Les faibles conditions de coupe n'engendrent pas une importante élévation de température dans l'essai présenté ci-dessus sur la faible période de temps. La [Figure 3.16](#) rend compte de l'évolution de la température maximale TC₂ en fonction du nombre de créneaux sur les mêmes conditions de coupe que précédemment.

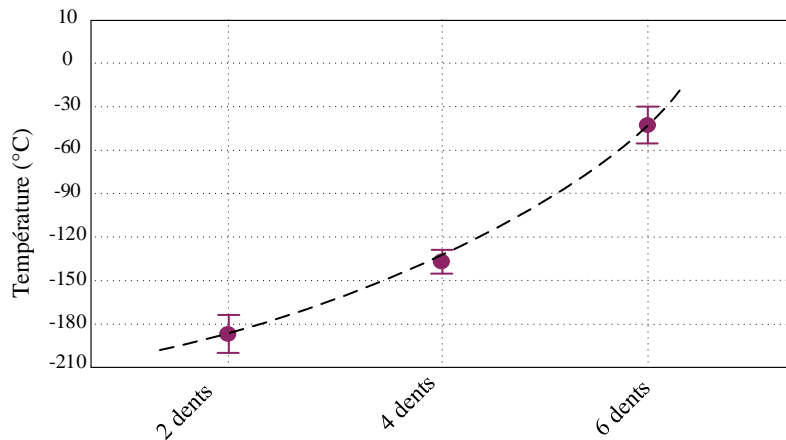


Figure 3.16 : Evolution de la température mesurée par TC₂ en fonction du nombre de créneaux.
 $V_c = 30 \text{ m/min}$, $f = 0.2 \text{ mm/tr}$ et $a_p = 1 \text{ mm}$ avec LN₂ Ø3 mm

Afin de comprendre les impacts de chacun des paramètres d'acheminement du LN₂ vers la zone de coupe, une stratégie de dépouillement statistique des essais est présentée. Cette dernière permet de comparer chaque facteur du plan d'expériences entre eux sur chacune des réponses mesurées. L'objectif est d'obtenir une vue d'ensemble suffisamment détaillée de l'influence des paramètres de coupe et des modes de lubrification sur les essais de chariotage. Partiellement développée au précédent chapitre, cette analyse est reprise et détaillée dans cette partie.

Une méthode de régression linéaire multiple (MLR) est employée [Dagnelie 13]. L'équation généralisée des réponses appliquées au plan d'expériences présenté ci-dessus ([Tableau 3-2](#)) est de la forme suivante :

$$y_i = a_0 + a_1x_{i,1} + a_2x_{i,2} + \dots + a_px_{i,p} + \varepsilon_p ; (i = 1, \dots, n) \quad (95)$$

- Avec :
- $x_{i,j}$ = facteur considéré
 - a_0 = moyenne des réponses
 - a_i ($i=1$ à 4) = coefficients du polynôme
 - $a_{ij} \cdot x_i \cdot x_j$ = interactions
 - ε_p = ensemble des résidus

La démarche globale peut se décrire en 6 étapes :

- i. Estimer les coefficients « a_i » en exploitant les données collectées au cours des essais listés par le plan d'expériences ;
- ii. Évaluer la précision de ces estimateurs :
La méthode d'analyse de la variance (ANOVA) permet d'étudier le comportement d'une variable quantitative et de statuer sur l'importance relative de chaque facteur ;
- iii. Evaluer l'influence des variables dans le modèle :
il est possible de le faire globalement (p variables en bloc) ou individuellement (chaque variable indépendamment). Les facteurs et/ou couples de facteurs les plus influents sur la réponse considérée sont alors estimés. Un classement est par conséquent identifié.
- iv. Sélectionner les variables les plus pertinentes :
une fois le classement des variables les plus influentes réalisé, il faut sélectionner les plus pertinentes pour le modèle statistique et réduire le domaine d'évaluation du modèle statistique. Un modèle gaussien peut-être employé ;
- v. Evaluer la qualité du modèle lors de la prédiction. Sur un graphique présentant les valeurs mesurées vs. prédites par le modèle, il est possible de se rendre compte et d'évaluer la qualité du modèle MLR mis en œuvre ;
- vi. Détecter les paramètres qui peuvent fausser ou influencer exagérément les résultats :
certaines valeurs mesurées et/ou prédites paraissent aberrantes. Le modèle statistique peut alors être affiné et les réponses statistiques tracées sur diverses illustrations.

L'équation matricielle appliquée à cette expérience et résumant l'ensemble du plan d'expériences défini pour ces essais de tournage discontinu est représentée par l'équation (96) :

$$\begin{bmatrix} y_1 \\ y_i \\ y_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_{11} & \dots & x_{1p} \\ x_{i1} & x_{ij} & x_{ip} \\ x_{n1} & \dots & x_{np} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a_0 \\ a_i \\ a_p \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_i \\ \varepsilon_n \end{bmatrix} \quad (96)$$

Soit :

$$\begin{bmatrix} TC_i \\ F_i \\ R_i \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_{11} & \dots & x_{1p} \\ x_{i1} & x_{ij} & x_{ip} \\ x_{n1} & \dots & x_{np} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \emptyset \text{ Buse} \\ Vc \\ f \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_i \\ \varepsilon_n \end{bmatrix} \quad (97)$$

Ou encore :

$$Y = Xa + \varepsilon \quad (98)$$

L'équation (97) récapitule la mise en forme de la méthode de régression linéaire multiple. Les réponses en température ($TC_i = TC_1, TC_2, TC_3$), en efforts de coupe ($F_i = F_p, F_f, F_c$) et en état de surface ($R_i = R_a, R_t$) sont chacune identifiées aux facteurs (\emptyset Buse, V_c , f , a_p , nombre de dents) du plan d'expériences avec les corrélations et résidus.

Il est ainsi possible d'observer les coefficients du polynôme de l'équation (98) avec les interactions du second ordre. Au-delà du second ordre, il y a peu d'intérêt à présenter ces résultats. Si les coefficients avec un ordre d'interaction supérieur à 2 sont élevés, cela signifie que les facteurs du plan d'expériences sont très dépendant les uns des autres. Les conclusions sont alors plus difficiles à décrire et interpréter. Le [Figure 3.17](#) présente ces coefficients sur les réponses F_p et TC_2 .

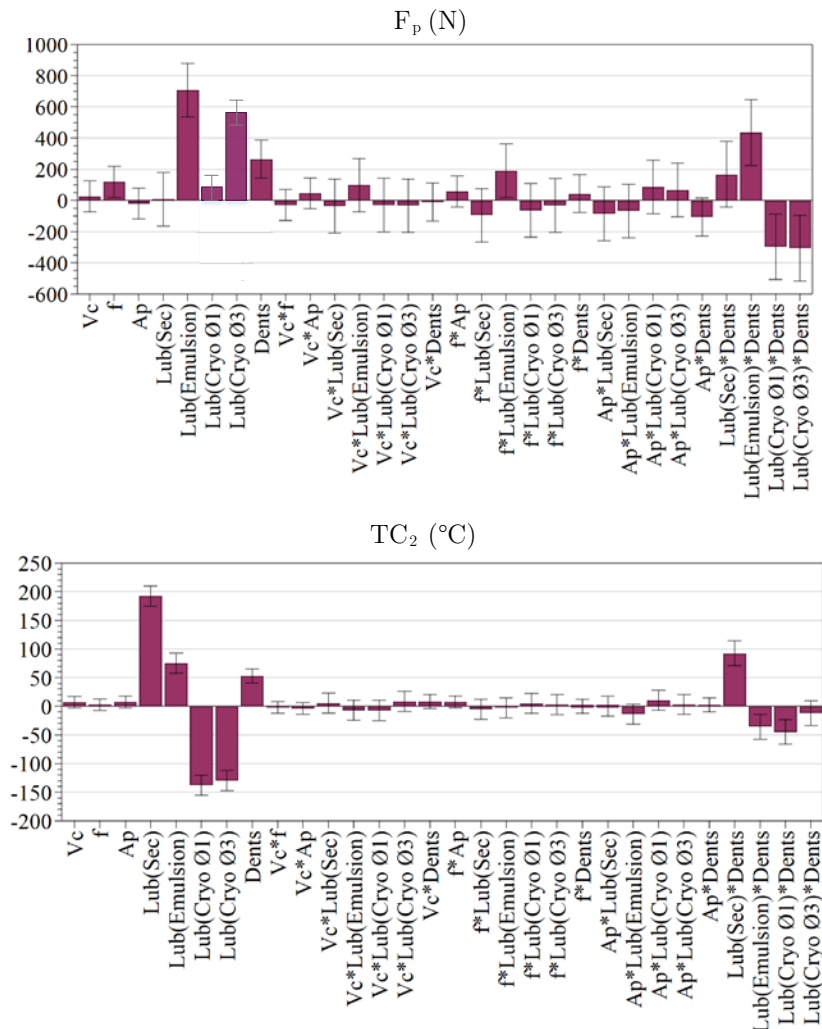


Figure 3.17 : Exemple des coefficients de la modélisation MLR des essais de tournage discontinu sur les réponses F_p et TC_2

Ces résultats mettent en avant plusieurs phénomènes notables. Les efforts de pénétration (F_p) dépendent plus des modes de lubrification que des conditions de coupe. En effet, les valeurs des coefficients de lubrification du polynôme pour cette réponse sont supérieures à celles associées à l'avance et la vitesse de coupe. Les températures mesurées sont, quant à elles, largement pilotées par le choix du LN_2 , de l'émulsion ou de l'usinage à sec, corrélées par la profondeur de passe et au nombre de créneaux de l'éprouvette. Plus ce paramètre de coupe est élevé plus les températures mesurées sont élevées. Cependant l'azote liquide ou l'émulsion font redescendre les gradients thermiques induits par la coupe du Ti6Al4V.

Cette analyse permet d'évaluer macroscopiquement l'influence des variables dans le modèle, d'une façon globale et individuelle. Un classement des paramètres du plan d'expériences jouant sur chaque réponse est déduit des observations précédentes et permet déjà une anticipation des résultats pour la transition vers le fraisage avec assistance cryogénique. Avant cela, il est cependant nécessaire d'évaluer la qualité du modèle statistique. Le [Tableau 3-3](#) présente les graphiques des valeurs mesurées vs. prédites associées au numéro de l'essai correspondant. La liste de l'ensemble des essais est disponible en Annexe C.

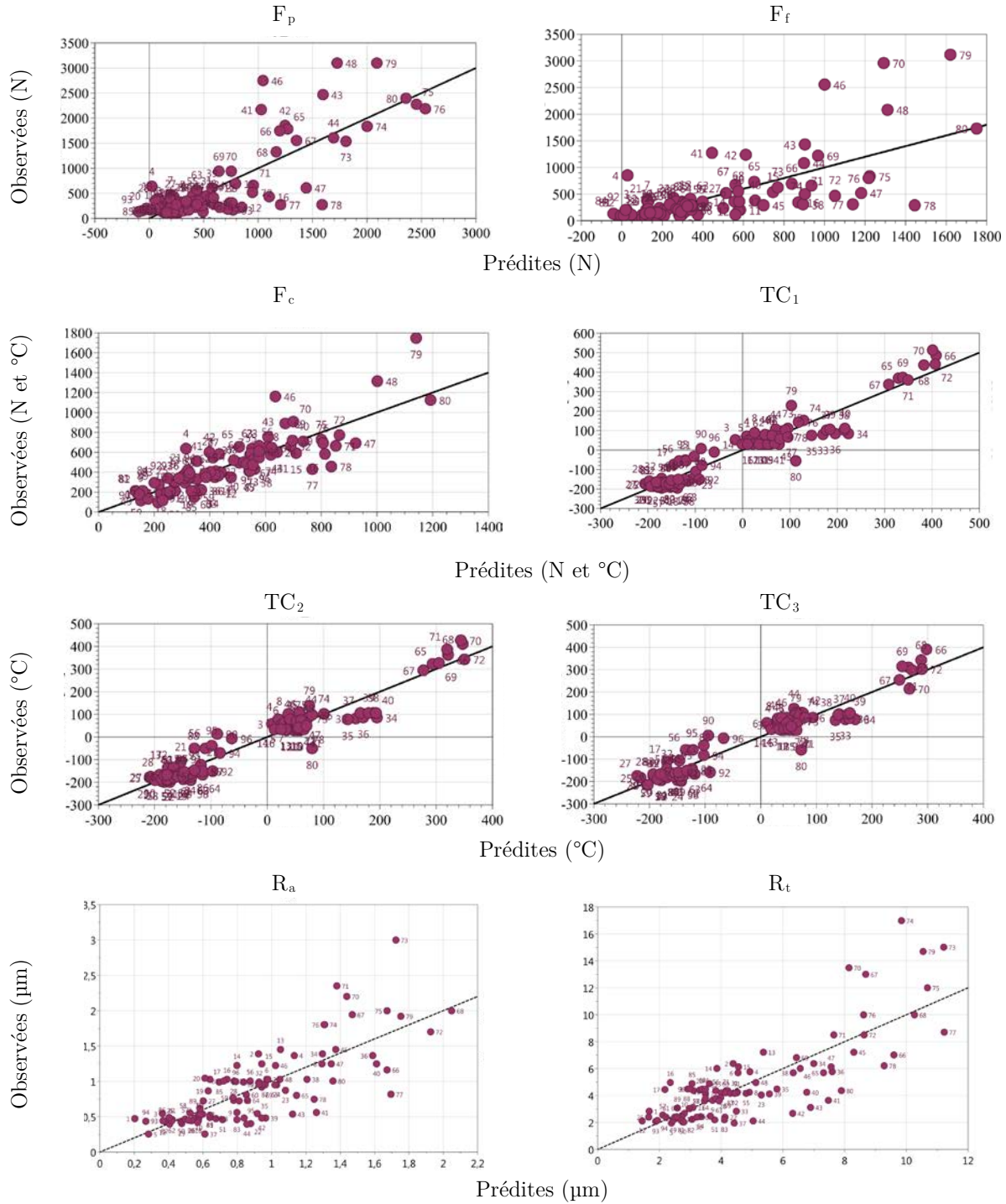


Tableau 3-3 : Réponses observées vs. prédites

Une droite affine représente l'axe parfait de la prédiction du modèle MLR sur les valeurs mesurées expérimentalement. Dans le cas de l'expression d'un polynôme représentant exactement les valeurs mesurées expérimentalement, ces dernières seraient toutes placées sur la droite. La méthode statistique employée semble être en adéquation avec les relevés expérimentaux. Chaque essai est représenté et numéroté dans ce cas par un point. Afin d'évaluer la pertinence de cette régression

multilinéaire, et de pouvoir ensuite valider ou non la méthodologie, un critère de sélection des résidus (ε_i) sur une distribution normale $N(0,1)$ est employé. L'ensemble des résidus est dénombré et distribué graphiquement. Ils représentent l'écart entre réponse mesurée et prédite ($\varepsilon_i = |y_i \text{ prédites} - y_i \text{ mesurée}|$). La Figure 3.18 représente cette distribution gaussienne sur l'exemple du TC₂. Les points en dehors de l'intervalle $[-4\sigma ; +4\sigma]$ sont alors considérés comme étant des erreurs de prédictions du modèle.

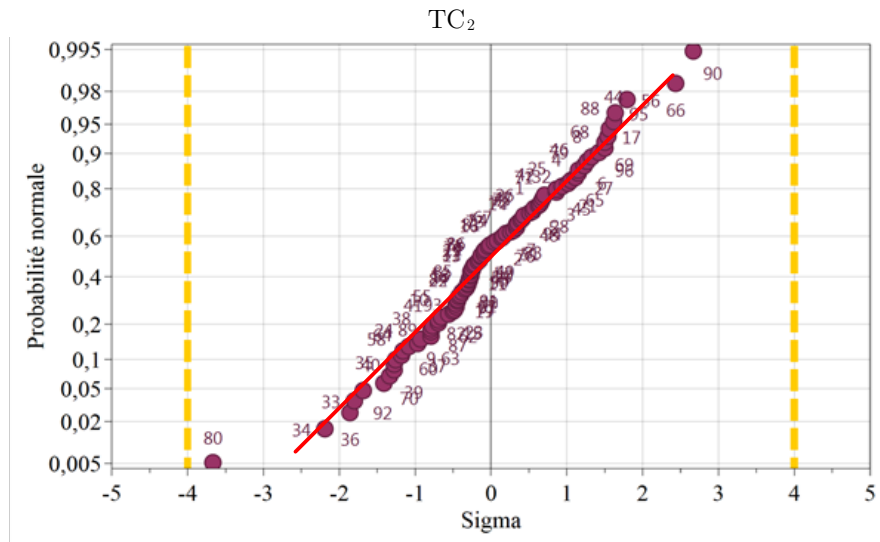


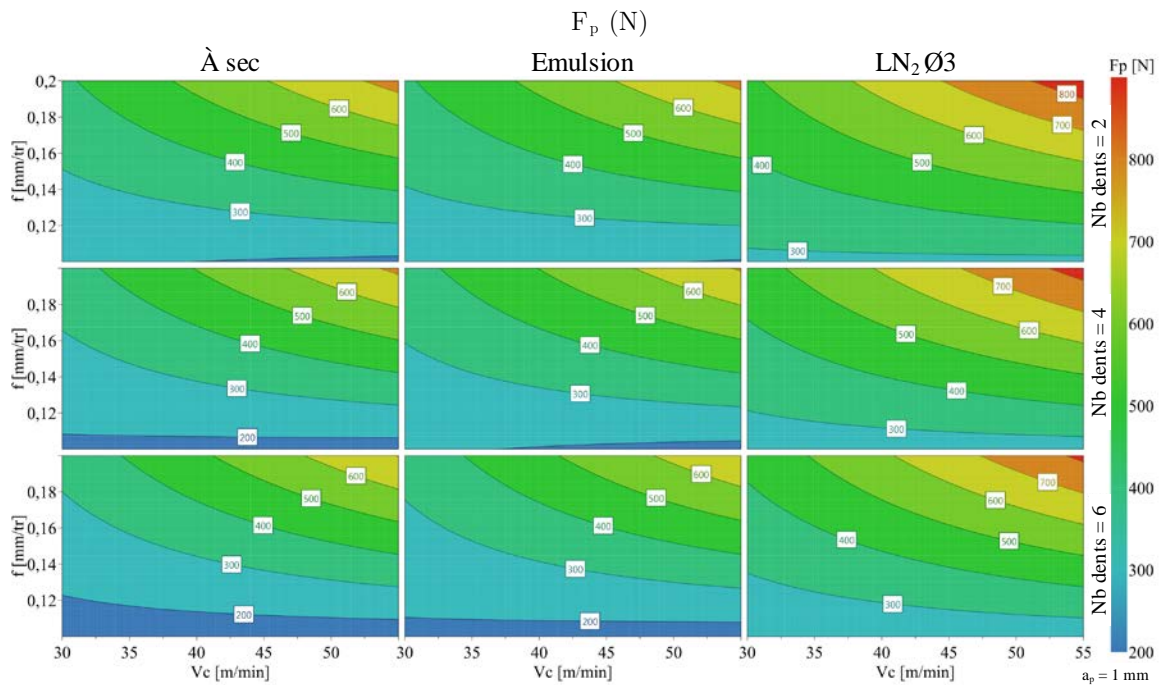
Figure 3.18 : Probabilité normale en fonction de la répartition gaussienne (TC₂)

L'ensemble des points en dehors du critère d'erreur fixé ne devrait pas excéder 10 % du nombre total de mesures expérimentales [Dagnelie 13]. Ceci amène à 10 points d'erreurs « tolérés » par prédiction des réponses. Ce critère restrictif permet de cibler au mieux les prédictions du modèle MLR. Sur l'exemple présenté en Figure 3.18, l'ensemble des points prédits est dans l'intervalle de tolérance. Plus l'ensemble des points est proche d'une droite affine, plus la prédiction du modèle statistique est bonne.

La prédiction des températures et des efforts de coupe est tout à fait correcte et permet de valider le raisonnement mis en place. Cependant, la limite de la méthode est atteinte pour les réponses d'états de surface. Les valeurs prédites sont parfois trop éloignées des valeurs mesurées. Ceci amène deux hypothèses d'interprétation de la non-conformité du modèle. En effet, il est d'usage en métrologie de répéter à minima 5 fois les mesures. Dans les cas présentés ci-dessus elles n'ont été répétées que 3 fois. La seconde hypothèse vient de l'expérimentation en elle-même. L'opération de tournage discontinu induit des effets non désirables sur les qualités de surfaces. Selon la réponse R_a ou R_t , entre 12 et 15 valeurs sont en dehors du critère d'acceptabilité choisi. Cela correspond à un intervalle de $[-6\sigma ; +6\sigma]$. Ce constat est acceptable dans certaines conditions mais doit faire l'objet d'attention particulière lors de l'utilisation des résultats issus de la méthode MLR. Une fois les hypothèses et le modèle validés, les résultats peuvent être comparés entre eux.

L'objectif de la comparaison des paramètres sur les réponses prédites est de pouvoir identifier l'influence de chacun ainsi que sa pertinence globale. Dans le cas du tournage discontinu, l'objectif premier de ce raisonnement est de pouvoir comparer les différentes méthodes d'assistance à l'usinage entre elles avec une analogie (sous fortes hypothèses) au fraisage.

La Figure 3.19 présente un graphique à 4 dimensions basé sur les prédictions validées du modèle MLR des efforts de pénétration, d'avance et de coupe lors du tournage discontinu des éprouvettes de Ti6Al4V. Cette illustration présente l'évolution des efforts en fonction des paramètres de coupe (V_c , f) à une profondeur de passe de 1 mm et des différents modes de lubrification : à sec, émulsion et cryogénique avec une buse de projection de diamètre 3 mm.



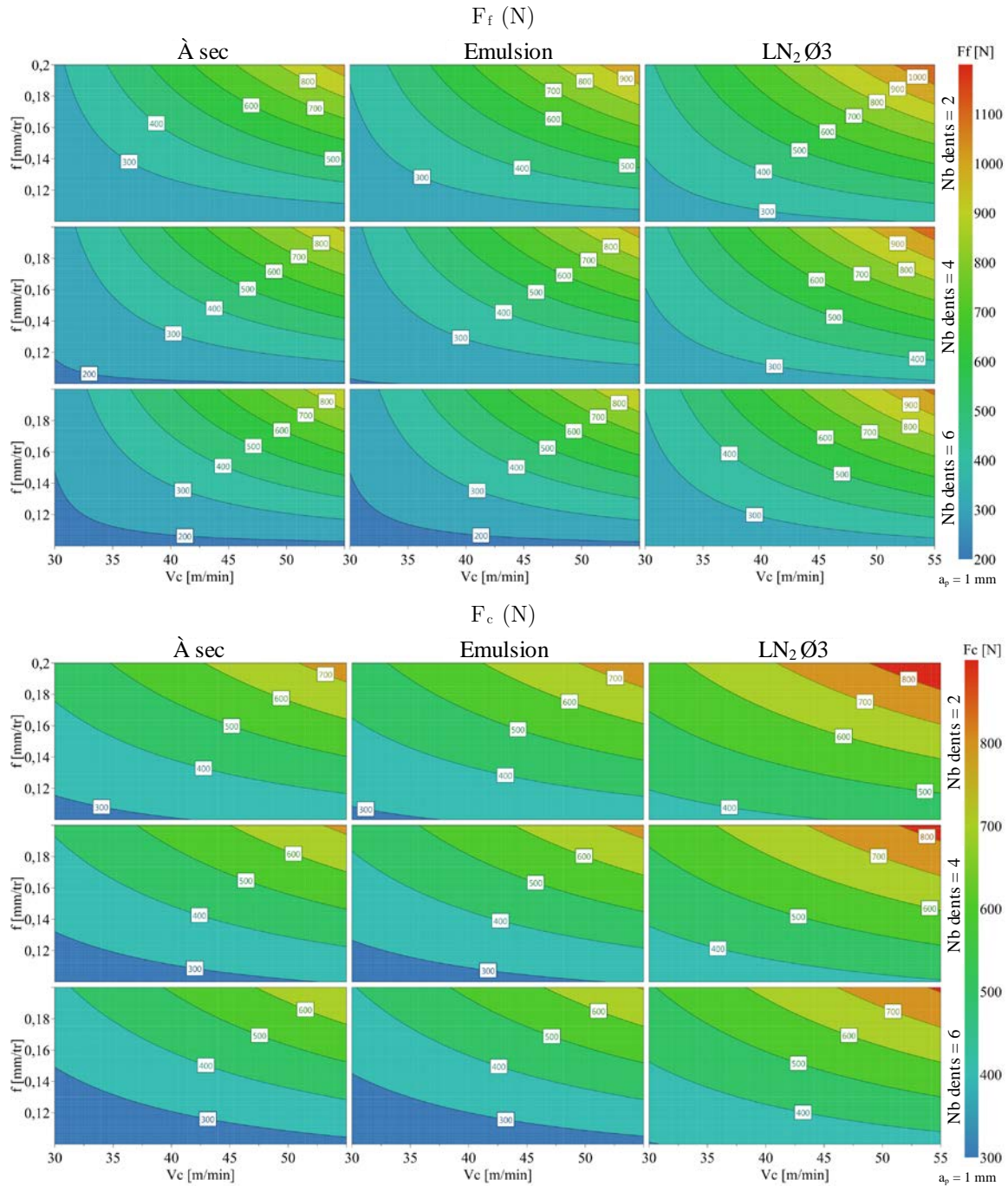
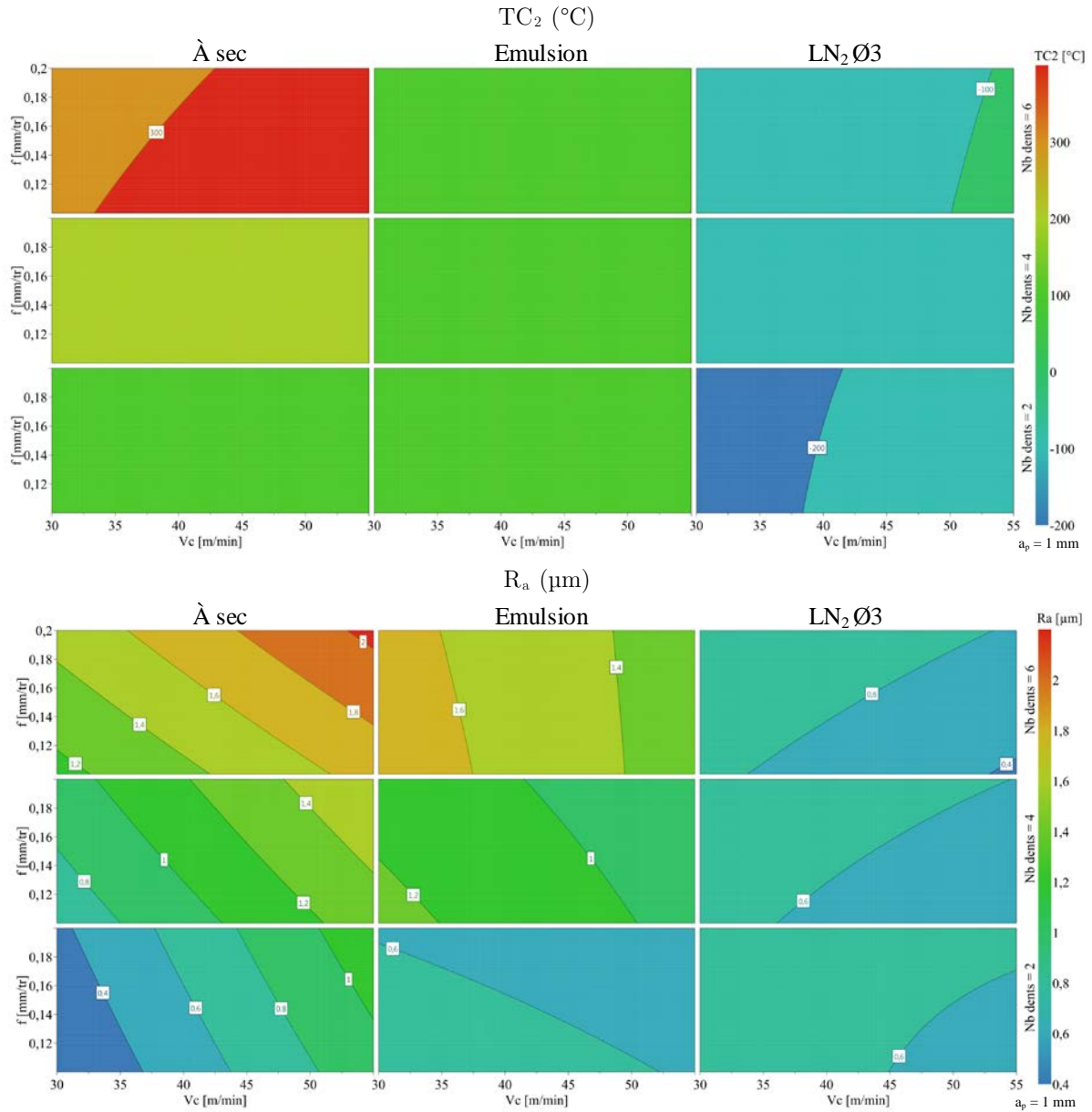


Figure 3.19 : Contour 4D des efforts F_p , F_f et F_c maximaux en tournage discontinu

Plusieurs remarques peuvent être émises depuis la Figure 3.19. Dans chaque cas observé, les efforts augmentent avec l'utilisation de LN_2 . L'augmentation, en valeur, la plus nette se produit sur les efforts d'avance. Pour un même essai à forte avance et forte vitesse de coupe, les efforts sont plus importants avec l'assistance cryogénique et un faible nombre de dents (= créneaux des lopins d'essais). La limitation de l'adoucissement thermique et le choc généré par le passage de l'outil dans un nombre de créneaux stabilise la valeur maximale des efforts. L'influence des modes de lubrification

est plus flagrante sur les efforts de pénétration. Ceci coïncide avec la [Figure 3.1](#) où il est observé une plus grande sensibilité de ce paramètre. Le nombre de dents ne change pas significativement l'évolution des efforts quels que soient les paramètres. La [Figure 3.20](#) présente l'évolution de la température TC_2 (°C) et des états de surface R_a et R_t (μm).



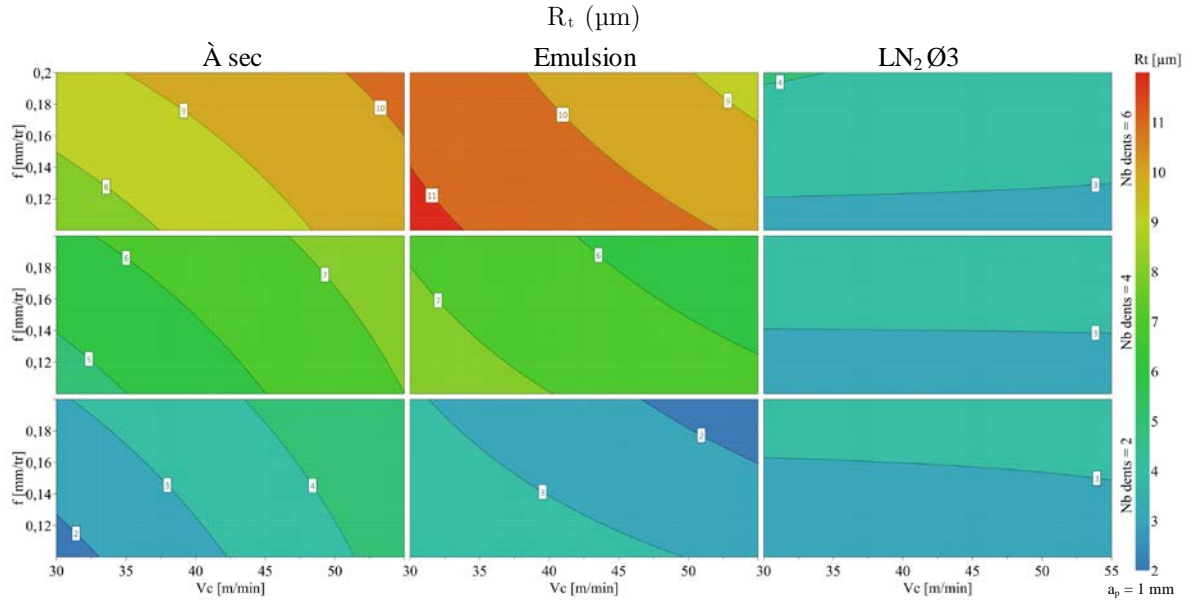


Figure 3.20 : Contour 4D des états de surface et températures maximales en tournage discontinu

La description en 4 dimensions de la température TC_2 maximale de cette figure montre le net changement de gradient thermique engendré par le LN_2 . Les températures mesurées sont plus faibles qu'à sec ou avec émulsion. Avec les précautions nécessaires décrites auparavant, le modèle statistique montre que l'état de surface s'améliore avec l'utilisation de LN_2 . Les valeurs de R_a et R_t diminuent de moitié avec l'utilisation de l'assistance cryogénique. Les températures sont également en nette diminution. La corrélation entre diminution de température et amélioration de l'état de surface n'est pas évidente à décrire. L'interprétation peut se faire via les usures d'outils observées pendant l'état de l'art de ces travaux de thèse. En effet, les températures cryogéniques diminuent largement l'usure des outils. La durée de vie des outils coupants étant conservée plus longuement avec l'assistance cryogénique, les surfaces générées au cours de l'usinage ne peuvent être que meilleures. L'étude présentée dans ce chapitre a été menée sur différentes profondeurs de passe. Il en résulte que plus la profondeur de passe est faible, plus l'assistance cryogénique a un effet significatif sur l'augmentation des efforts de coupe et l'amélioration de l'état de surface de la pièce.

L'engagement de l'outil (avance et vitesse de coupe) dans la matière semble capital pour la maîtrise des efforts et des états de surface avec l'utilisation de l'assistance cryogénique. Par analogie au fraisage, l'augmentation de la fréquence de passage de dents dans le Ti6Al4V en tournage discontinu stabilise la coupe avec moins de vibrations et permet une meilleure maîtrise des efforts et températures induits par l'usinage. L'état de surface est amélioré. Les « chocs » de l'entrée en matière de l'outil sont plus nombreux mais moins violents.

Afin de résumer l'ensemble des réponses observées macroscopiquement, le [Tableau 3-4](#) illustre l'influence du LN_2 sur les réponses observées.

	F_p (N)	F_f (N)	F_c (N)	R_a (μm)	R_t (μm)	TC_i ($^{\circ}\text{C}$)
LN ₂ Ø1 mm	↘	↘	↘	↗	↗	↘
LN ₂ Ø3 mm	↗	↗	↗	↘	↘	↘

Tableau 3-4 : Résumé de l'effet du LN₂ sur les réponses observées par rapport à l'émulsion

En résumé, par comparaison avec l'émulsion, les efforts de coupe augmentent avec l'utilisation de forts débits de LN₂. Les températures mesurées sont plus faibles et l'état de surface meilleur. Au contraire, l'utilisation de LN₂ avec de petits débits se rapproche d'un usinage à sec. Les efforts sont donc plus faibles, l'état de surface moins bon mais avec des températures restant basses.

3.5 Conclusion

Ce chapitre permet de faire la transition entre la compréhension phénoménologique des aspects thermiques associés à l'utilisation d'azote liquide en usinage et le fraisage assisté par cryogénie. Une instrumentation en repère outil fixe plus facile et une analogie au fraisage sous certaines hypothèses ont orientés ces travaux de thèse vers du tournage discontinu. Des essais classiques de couple outil-matière ont d'abord été réalisés. Ceci a permis de montrer l'évolution de l'effort spécifique de coupe en fonction des modes de lubrification sur un alliage Ti6Al4V. La base de référence comparative de l'étude pour l'assistance à l'usinage est l'émulsion. Lors d'une prise de passe importante, la différence de résultats entre émulsion et LN₂ est discutable. L'efficacité de cette dernière n'est pas optimale pour des opérations d'ébauche. Les gradients de chaleur engendrés lors de la coupe sont trop importants et la phase liquide de l'azote se vaporise trop vite pour prétendre à une efficacité optimale. Pour pallier à ce problème, il faudrait augmenter le débit de LN₂. Cela se traduit par une augmentation de la pression d'acheminement et des diamètres de buses de projection. Cette opération devient délicate avec le séparateur de phase utilisé. Les limites du système sont rapidement atteintes. Cependant, lors d'opérations de finition avec de faibles profondeurs de passe, l'assistance avec LN₂ est intéressante.

La seconde partie de ce chapitre est consacrée à l'analogie du fraisage par du tournage discontinu. Une analogie par calcul analytique des similitudes a été réalisée. Ceci a permis de concevoir et de fabriquer les éprouvettes en Ti6Al4V. Les essais sont instrumentés en efforts et températures. Une analyse statistique des résultats est alors proposée afin de comprendre et interpréter les stratégies d'assistance à l'usinage en tournage discontinu. Les comparaisons entre stratégies d'assistance à l'usinage montrent que les efforts de coupe ne changent pas significativement avec l'utilisation de faibles débits LN₂. Cependant, lorsque le débit est accru, les efforts augmentent et la qualité de surface usinée est meilleure.

Plus généralement, l'interprétation de l'analyse statistique conduit vers une utilisation du LN₂ pour de faibles a_p . Cela se traduit par une efficacité accrue de ce type de technologie lors

d'opérations de finition. L'utilisation d'un outil dédié à l'assistance cryogénique est souhaitable. L'acheminement d'azote liquide est optimisé. Le coefficient convectif associé à la projection de LN₂ à l'interface outil/matière est optimisé.

Chapitre 4 : Fraisage d'un alliage de Ti6Al4V avec assistance cryogénique

4.1	Capitalisation des connaissances en vue d'une optimisation de l'assistance cryogénique	147
4.1.1	Objectifs de l'étude	147
4.1.2	Conception et réalisation d'un système d'acheminement de LN ₂ par centre broche sur centre d'usinage 4 axes à broche horizontale	148
4.1.3	Conception et développement d'une fraise dédiée à l'assistance cryogénique.....	152
4.2	Etude expérimentale du fraisage assisté par cryogénie	155
4.2.1	Identification des paramètres de coupe optimaux	156
4.2.1.1	Méthode et moyens.....	156
4.2.1.2	Résultats et discussion.....	156
4.2.2	Etude expérimentale du fraisage d'un Ti6Al4V avec assistance cryogénique.....	158
4.2.2.1	Plan d'expériences	158
4.2.2.2	Résultats et discussions	160
4.2.3	Essais d'usure en surfacage d'un alliage de Ti6Al4V.....	171
4.2.3.1	Plan d'expériences	171
4.2.3.2	Résultats et discussions	172
4.3	Conclusions.....	175
4.3.1	Résultats globaux.....	175
4.3.2	Perspectives.....	175

4.1 Capitalisation des connaissances en vue d'une optimisation de l'assistance cryogénique

4.1.1 Objectifs de l'étude

Les trois premiers chapitres de ces travaux de thèse s'inscrivent dans la suite d'un raisonnement débutant par la compréhension phénoménologique de l'acheminement de LN₂ jusqu'à l'usinage d'un alliage réfractaire sous assistance cryogénique. Des expérimentations en tournage discontinu ont été proposées afin d'établir une analogie avec le fraisage. Le repère outil étant fixe, l'instrumentation et l'assistance cryogénique sont plus simples à mettre en œuvre. Les références bibliographiques concernant le fraisage d'un alliage réfractaire avec assistance cryogénique par azote liquide sont peu nombreuses. Ceci peut s'expliquer par les difficultés de mise en œuvre et de maîtrise du fluide cryogénique. L'acheminement de LN₂ au travers d'un repère outil tournant ne peut se faire qu'avec des matériels spécifiques et des développements dédiés. Les technologies d'étanchéité, d'isolement, de configuration des Machines-Outils à Commande Numérique (MOCN) doivent être repensées pour être spécialement dédiées à ce type de fluide. Les précédents chapitres ont permis de mettre en évidence les difficultés auxquelles s'attendre et quelles pourraient être les solutions d'adaptation des moyens conventionnels d'usinage à cette assistance cryogénique. Cette thèse s'inscrit dans une démarche d'études de technologies nouvelles. Les solutions actuellement sur le marché permettant d'obtenir des cadences de production industrielles avec assistance cryogénique sont rares. Le consensus entre la maturité du procédé et le transfert en production est trop jeune pour affirmer une plus-value réelle aux solutions déjà existantes. Les études actuelles en fraisage mettent en avant quelques bénéfices qualitatifs (notamment sur la durée de vie des outils) mais avec des moyens d'utilisation du LN₂ diverses. L'acheminement est souvent fait par l'extérieur [Nalbant et al. 11, Musfirah et al. 15, Ravi et al. 11] et plus rarement par centre broche [Sadik et al. 16].

Ce dernier chapitre présente une étude du fraisage d'un alliage de Ti6Al4V avec assistance cryogénique par centre broche. Le développement de ce chapitre débute par la présentation de la conception d'un joint tournant dans un centre d'usinage dédié à l'assistance cryogénique, et se termine par l'analyse statistique des essais réalisés, en passant par le plan d'expériences et l'instrumentation. Afin d'éclaircir la lecture et les développements présentés (i.e. les objectifs, les paramètres étudiés, les méthodologies et les essais réalisés), une cartographie des travaux est proposée et présentée en [Figure 4.1](#).

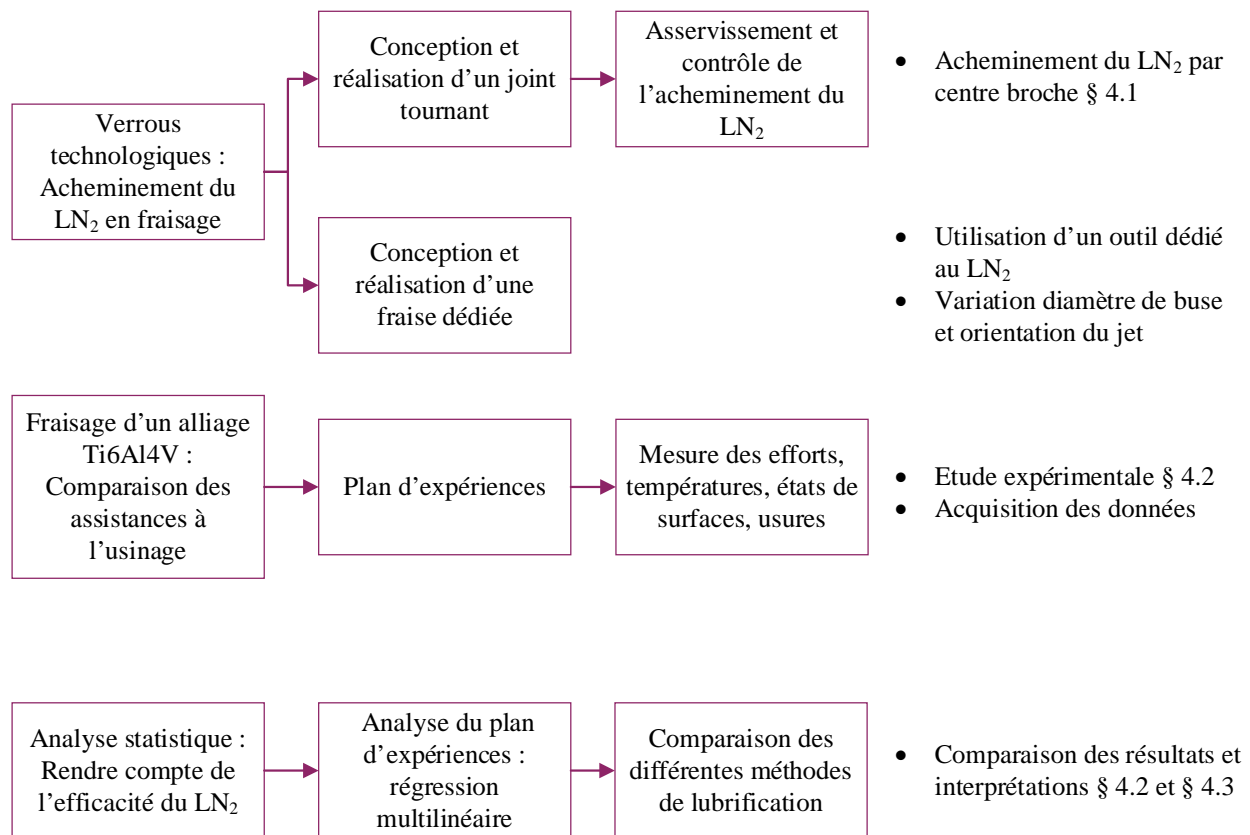


Figure 4.1 : Cartographie des travaux de thèse et des développements du chapitre 4

Trois parties distinctes sont présentées dans ce chapitre. Tout d'abord, la levée de certains verrous technologiques est abordée. La problématique de l'acheminement du LN₂ par le centre broche d'une commande numérique est expliquée. Les étapes de résolution et une description non exhaustive sont rédigées. Dans un second temps, des expérimentations de fraisage d'un alliage de Ti6Al4V sont étudiées. La mise en place des essais, les moyens d'acquisition et le plan d'expériences sont décrits. Enfin, ce chapitre s'achève par l'analyse statistique des résultats précédemment obtenus. Une interprétation est proposée et des axes d'amélioration sont listés.

4.1.2 Conception et réalisation d'un système d'acheminement de LN₂ par centre broche sur centre d'usinage 4 axes à broche horizontale

Les études décrites dans les chapitres précédents tendent à montrer que, pour avoir une base de comparaisons fiables, le fluide cryogénique doit être amené par le centre broche de la machine. Il est nécessaire de maîtriser le procédé dans sa globalité. Dans le cas d'apport de LN₂ par l'extérieur, dans un repère outil tournant, l'efficacité et le contrôle des paramètres du jet ne sont pas satisfaisants. Par ce biais, il est impossible de déterminer quelles sont les conséquences de cette assistance sur la

coupe à l'échelle locale (interface outil/copeau). Les gradients thermiques engendrés sont élevés et induisent une vaporisation instantanée du LN₂ si les paramètres d'acheminement vers l'arête de coupe et/ou de dépouille ne sont pas contrôlés (cf. chapitres 1 et 2). La maîtrise du procédé est indispensable à l'optimisation de l'usinage d'alliage réfractaire.

Dans la perspective d'application contrôlée de LN₂ vers la zone de coupe, le fluide doit être acheminé par le centre broche. Le principal verrou technologique réside dans la fonctionnalité du joint tournant de la MOCN soumis aux températures froides. Dans les cas d'acheminement d'émulsion, les solutions d'ingénierie de transfert du fluide par le centre broche sont aujourd'hui bien connues. Les pompes et joints adaptés à la machine-outil sont présents dans tous les centres d'usinage fonctionnant aujourd'hui dans les industries. L'utilisation de ces mêmes systèmes pour l'assistance cryogénique n'est pas envisageable. Une forte détérioration de tous les composants et sous-composants des systèmes est à prévoir. L'utilisation de cette technologie est exigeante en termes de matériels et de mise en place.

Au cours de ces trois années de thèse, une MOCN quatre axes de type Sagem Precimil avec broche horizontale a été convertie et entièrement dédiée comme banc d'essai pour l'assistance cryogénique au LaBoMaP. Tous les éléments nécessaires à l'apport de LN₂ dans la zone de coupe ont été intégrés dans la machine. Pour pallier aux problèmes que pose l'utilisation d'un fluide froid dans une MOCN, les modifications et conceptions des éléments suivants ont été réalisés :

- Réduction de la longueur des flexibles d'acheminement entre réservoir et pot dégazeur au strict minimum. Cela évite les transformations de phases dans le flexible et réduit les temps de mise en froid.
- Conception d'un séparateur de phase piloté par ordinateur. Un capteur capacitif est introduit dans le pot dégazeur et permet de réguler en temps réel la proportion liquide/gaz. Des électrovannes commandent alors l'ouverture et l'acheminement du LN₂ au travers de la MOCN.
- Un support dédié a été fabriqué pour maintenir en place le séparateur de phase sur la MOCN et suivre les mouvements de l'axe Y.
- Un joint tournant a été conçu pour faire l'interface entre fluide cryogénique et éléments tournants de la broche
- Un attachement spécifique a été fabriqué pour la préhension de l'outil dédié à l'assistance cryogénique.

L'illustration présentée en [Figure 4.2](#) schématise l'acheminement du LN₂ au travers de la broche avec les modifications apportées à la fraiseuse horizontale.

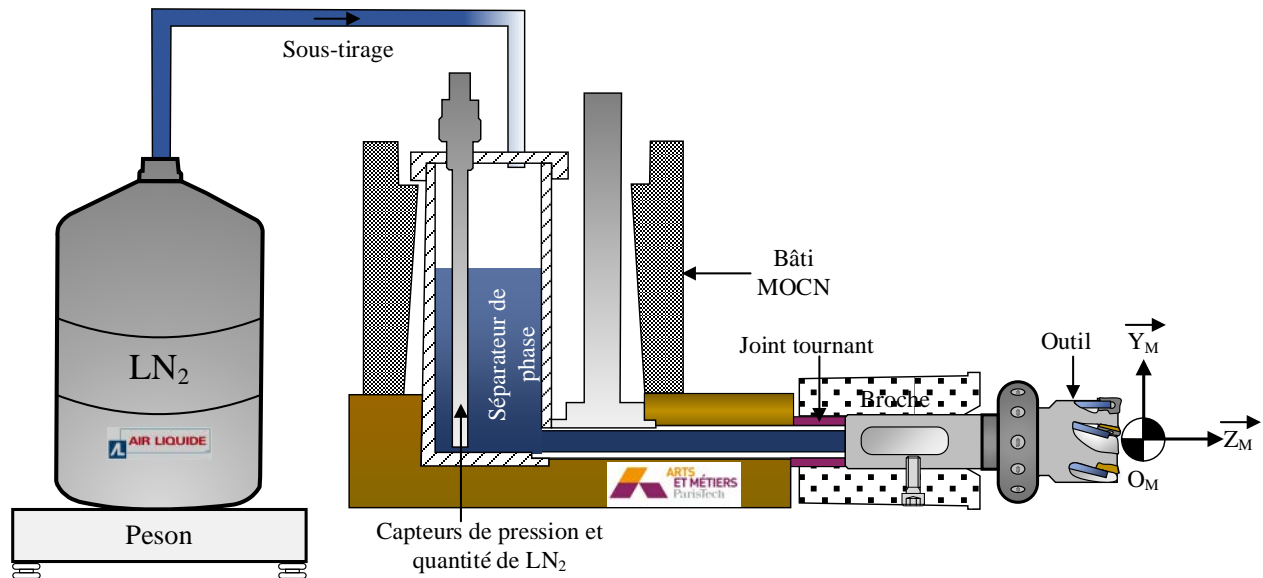


Figure 4.2 : Acheminement du LN₂ par centre broche (développement LaBoMaP)

Le réservoir de LN₂ est placé sur un peson permettant d'obtenir l'information de masse en temps réel pendant les essais. Il est ainsi possible de déduire le débit associé aux paramètres de projection du fluide cryogénique. Le séparateur de phase joue un double rôle dans l'acheminement du LN₂ vers l'outil. La fonction principale est de séparer l'azote gazeux et liquide. Dans cette configuration, tandis que le liquide est transféré vers l'outil, le gaz est utilisé pour isoler l'ensemble du système depuis le pot dégazeur jusqu'au joint tournant. L'objectif est de minimiser les pertes de fluide en maximisant le rendement. Il est nécessaire que la transformation de phase soit la plus faible possible dans le circuit de sous-refroidissement et d'acheminement direct vers l'outil. Une intégration complète des systèmes de régulation est présente. Pilotées par ordinateur, des électrovannes permettent de gérer les proportions de remplissage et/ou dégazage du séparateur de phase. Le sous-refroidissement et l'acheminement direct sont ainsi contrôlés. Six thermocouples, placés à des endroits stratégiques, permettent de contrôler les températures et d'assurer l'efficacité de l'acheminement de LN₂. Deux thermocouples supplémentaires placés dans le système de sous-refroidissement et dans le joint tournant asservissent les électrovannes. Si les températures de fonctionnement ne sont pas atteintes, alors le système de régulation ouvre ou ferme les électrovannes correspondantes. L'ensemble du système de séparation des phases est monté sur un support fixé sur l'axe Y. Ainsi, les mouvements verticaux de la broche sont suivis. Il n'y a pas de variations de longueur ou de géométrie des flexibles. La régulation de LN₂ est indépendante des positions de la fraiseuse.

Par analogie avec les travaux réalisés dans le chapitre 2, la simulation CFD de l'écoulement de LN₂ dans un tube horizontal permet de montrer la transformation de phase en régime transitoire et/ou permanent intervenant dans la liaison entre le séparateur de phase et l'entrée du corps d'outil. La géométrie mise en place pour la CFD correspond au canal passant par le centre broche. Les

travaux, réalisés conjointement avec l'étudiant en master Chawki Thari, ont mis en évidence que la perte de phase liquide en régime transitoire dans un conduit de 400 mm de longueur est conséquente. Une période de mise en froid de l'ordre de 3 minutes est nécessaire afin d'atteindre le régime permanent. Une fois l'état stable atteint, les transformations de phases liées aux pertes de charges et échanges thermiques par conduction sont minimisées.

En comparaison avec le séparateur de phase utilisé lors des essais de tournage discontinu, le système a été amélioré pour les tests de fraisage. La longueur des flexibles est réduite, les phases sont délivrées et asservies en fonction des thermocouples et d'une jauge capacitive. Les pressions d'utilisation peuvent être plus élevées. La contenance du séparateur de phase est également plus importante. Pour le tournage discontinu, les pressions ne pouvaient pas excéder 2 bars tandis que le dimensionnement du pot dégazeur de fraisage est prévu pour une gamme d'utilisation de 1 à 15 bars. Seule la pression initiale du réservoir de LN₂ est limitante. La régulation en pression du système ne peut se faire que par le contenant. Il n'y a pas de pompes intermédiaires. Le réservoir utilisé pour les essais de fraisage est catégorisé en moyenne pression (MP). Cela induit une utilisation du LN₂ entre 2 et 6 bars. La [Figure 4.3](#) illustre la MOCN fonctionnant avec l'assistance cryogénique en fraisage. Du LN₂ est pulvérisé en sortie d'outil via le développement précédemment décrit.



Figure 4.3 : Assistance cryogénique en fraisage par centre broche (développement LaBoMaP)

L'attachement spécial réalisé pour cette machine-outil a été usiné en alliage de Ti6Al4V. Les échanges thermiques sont ainsi limités. L'outil est serré dans l'attachement par un montage de type « Weldon ».

Les connaissances et expériences préalablement capitalisées ont permis de mettre en place un système fonctionnel d'acheminement de LN₂ depuis un réservoir jusqu'à un outil par centre broche. Le verrou technologique de projection d'azote liquide a été levé. Une base expérimentale fiable, développée conjointement par l'équipe usinage à grande vitesse du LaBoMaP, permet de procéder à

des campagnes d'essais répétables en termes d'utilisation et de maîtrise des paramètres de l'assistance cryogénique pendant la coupe.

Les outils utilisés dans les publications citées en chapitre 1 sont standards. Or, les études et résultats du chapitre 2 montrent qu'une optimisation de ces derniers peut améliorer le rendement de l'utilisation de LN₂. La section suivante présente le développement, avec la société Iscar, d'un outil instrumenté dédié au fraisage avec assistance cryogénique.

4.1.3 Conception et développement d'une fraise dédiée à l'assistance cryogénique

Le raisonnement suivi au cours de ces travaux de thèse met en évidence que l'optimisation de l'assistance cryogénique en usinage passe par toutes les étapes de l'acheminement du LN₂. Cette section aborde le dernier maillon de la chaîne de transition du fluide depuis le réservoir jusqu'à l'interface outil/matière : le porte-outil.

Les essais de tournage discontinu ont été pensés pour une analogie au fraisage (cf. chapitre 3). Un cahier des charges a été établi afin de rassembler les éléments nécessitant une modification d'une fraise dédiée à l'assistance cryogénique :

- La fraise est destinée à des passes de surfacage pour des profondeurs de passe de 1 mm dans un alliage de Ti6Al4V (opération de semi-finition ou finition) ;
- Le diamètre de la fraise est de 40 mm ;
- Le nombre de dents est de 6 ;
- Le LN₂ doit être acheminé sur chaque dent de la fraise ;
- Les transformations de phases doivent être limitées. Par conséquent, les conduits internes du corps d'outils doivent être isolés ;
- L'orientation du jet de LN₂ est importante et doit atteindre la face de coupe de la dent au plus proche possible. Les buses de projection en sortie doivent être orientables et de longueurs modulables ;
- Deux dents, diamétralement opposées doivent être instrumentées en température. Les assises de plaquettes sont sous-refroidies ;
- Faire passer des thermocouples dans les canaux de lubrification n'est pas une solution appropriée dans ce cas. Des trous de passage pour ces capteurs sont donc spécialement réalisés.

Une fraise de type HM90 E90A-D40-6-C32 d'Iscar équipée de ses plaquettes de type APKT 1003PDR IC330 a été modifiée et adaptée aux essais instrumentés de fraisage sous assistance cryogénique. La [Figure 4.4](#) présente les détails de cette instrumentation. Le LN₂ passe par le centre de l'outil et est ensuite dirigé vers les buses orientables. Le jet peut ainsi être distribué de différentes

façons en fonction des expérimentations souhaitées (pulvérisation sur le copeau, sur la plaquette, à l'interface outil/matière, etc.).

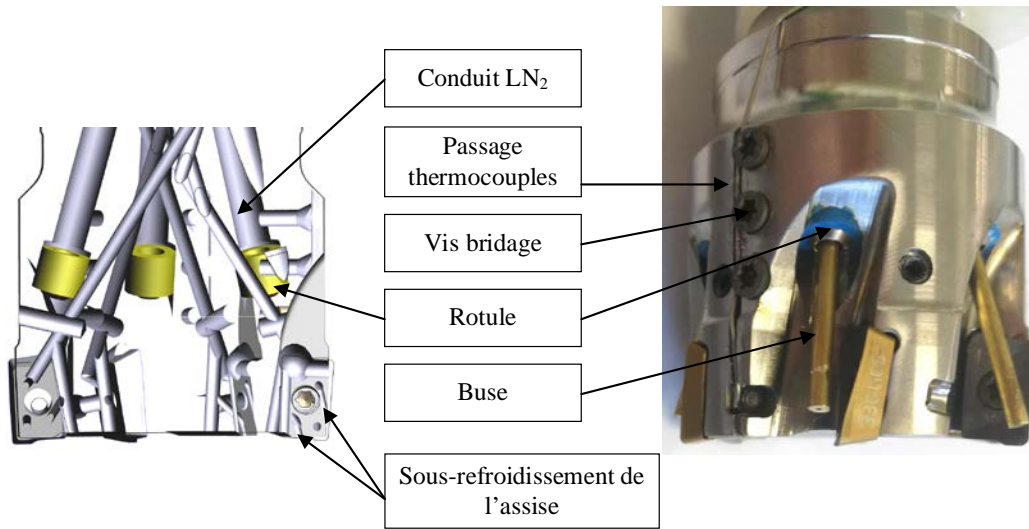


Figure 4.4 : Fraise instrumentée avec assistance cryogénique

Dans cette configuration, il n'existe pas de pulvérisation de LN_2 sur la face de dépouille des plaquettes. C'est un facteur limitant la comparaison avec les essais de tournage discontinu où il était possible de choisir la stratégie d'assistance cryogénique (pulvérisation sur la face de coupe ou dépouille indépendamment, ou alors les deux simultanément). Afin de comprendre et expérimenter un sous-refroidissement forcé des plaquettes, deux canaux débouchant avec du LN_2 circulant dans l'assise de la plaquette sont fraisés. Le fluide, fuyant vers l'extérieur, circule dans des rainures de $1 \times 1 \text{ mm}^2$. L'objectif est d'expérimenter l'efficacité d'un sous-refroidissement des outils de coupe. Cette méthode d'évacuation des gradients thermiques générés par la coupe est présente sur chaque plaquette comme le montre la Figure 4.5.

Comme exposé dans le chapitre 3, deux plaquettes diamétralement opposées, sont instrumentées avec des thermocouples de type K de diamètre 0.5 mm. Ces capteurs de température sont noyés dans des trous borgnes percés par électroérosion. Située à 1 mm sous la face de coupe, l'extrémité du thermocouple est placée proche du rayon de bec de la plaquette.

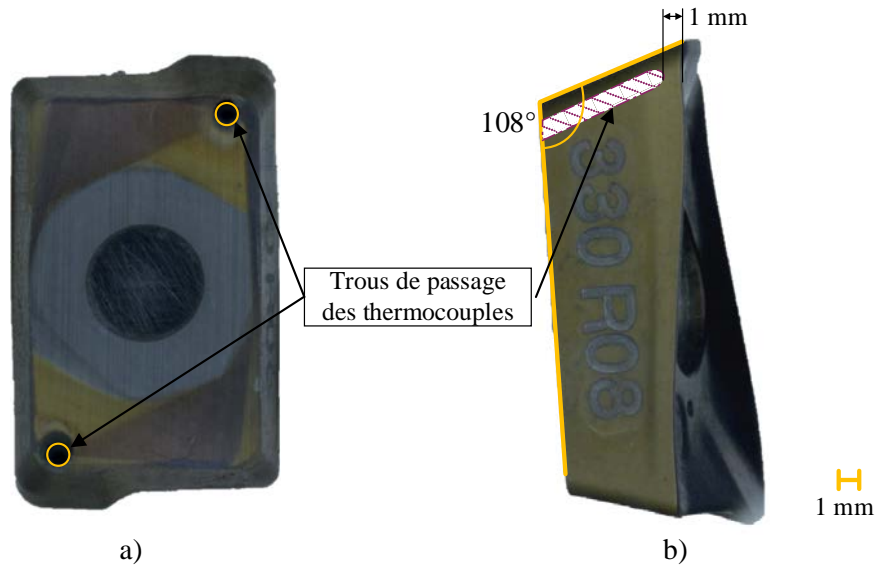


Figure 4.5 : Plaquettes APKT 1003PDR IC330 percées pour instrumentation en température

La Figure 4.5 présente les plaquettes utilisées pour ces essais de fraisage avec assistance cryogénique. Le thermocouple noyé passe au travers du corps de la fraise pour ensuite être placé dans les rainures de maintien présenté en Figure 4.4 b). Deux thermocouples distincts, TC_A et TC_B , sont insérés dans deux plaquettes diamétralement opposées. Deux trous sont percés dans chaque plaquette pour pouvoir changer d'arêtes de coupe après usure. La géométrie de ces outils de coupe permet de brider mécaniquement le capteur de température en serrant la plaquette sur son assise. Le changement régulier de cette dernière, au cours des essais de fraisage, n'affecte pas la répétabilité des mesures. Les trous étant percés avec une précision de 0.1 mm en profondeur, l'erreur de position de la soudure chaude est limitée. L'erreur induite par la position de la soudure chaude dans le thermocouple est toujours présente (cf. chapitre 3).

L'instrumentation complète, dans le but de mesurer les efforts et températures au cours des essais de fraisage avec assistance cryogénique, est présentée en Figure 4.6.

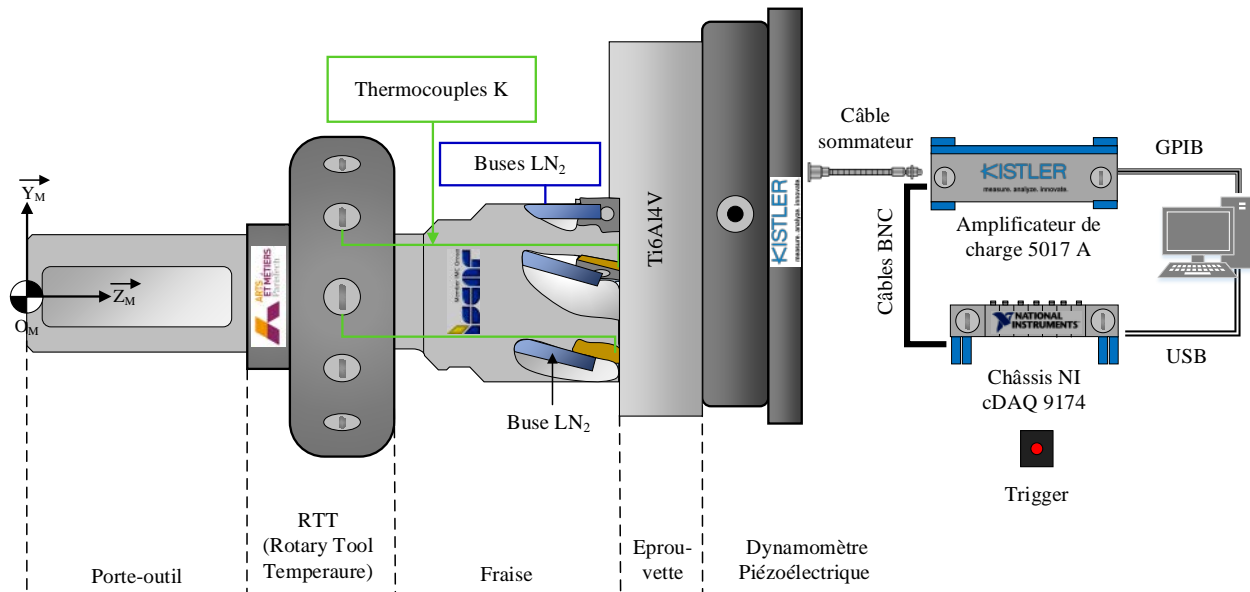


Figure 4.6 : Schématisation des essais de fraisage instrumentée avec assistance cryogénique

L'ensemble outil/porte-outil est monté dans un cône SA 40 modifié. Un moyen de collecte des données de température est monté sur le corps de fraise. Développé par l'équipe UGV du LaBoMaP dans le cadre de l'ANR Titus [Ramirez 17a], cette instrumentation embarquée permet de s'affranchir de la problématique de transmission de données dans un repère tournant. L'ensemble des thermocouples est branché au RTT (Rotary Tool Temperature). Une interface PC permet alors de décharger les enregistrements.

Les détails des chaînes d'acquisition présentées dans cette section sont développés dans l'Annexe A. La section suivante met en œuvre l'ensemble des développements réalisés pour une étude expérimentale du fraisage assisté par cryogénie.

4.2 Etude expérimentale du fraisage assisté par cryogénie

Trois campagnes expérimentales distinctes ont été menées sur le thème du fraisage par assistance cryogénique :

- Essais COM (Couple Outil-Matière) en surfacage ; § 4.2.1
- Essais de surfacage avec comparaison des différents moyens de lubrification ; § 4.2.2
- Essais d'usure avec comparaison des différents moyens de lubrification. § 4.2.3

Les études expérimentales présentées dans cette section ont pour but de mettre en évidence les apports bénéfiques ou non de l'assistance cryogénique dans la coupe de matériaux réfractaires. Des comparaisons en termes d'efforts de coupe, de température et de qualité de surface usinée sont étudiées. La méthode des plans d'expériences est suivie et exploitée statistiquement. L'émulsion étant

le fluide coupe standard en usinage dans la majorité des industries, les analyses et discussions menées sont comparées avec ce moyen de lubrification de référence.

4.2.1 Identification des paramètres de coupe optimaux

4.2.1.1 Méthode et moyens

Cette partie présente les essais de couple outil-matière (COM). L'objectif est de transposer les plages de fonctionnement adaptées (a_p , f_z , V_c), pour un outil de coupe et un matériau usiné définis, aux essais de fraisage afin de comparer ensuite les solutions de refroidissement/lubrification (émulsion, LN_2 et à sec). Pour ce faire, les conditions de coupe fournies par l'industriel ont été confrontées à des essais de type COM pour vérifier la validité des conditions retenues et leur influence sur les efforts de coupe. Cette identification n'a pas vocation à interpréter l'influence des moyens de lubrification.

Une méthode classique est utilisée suivant la norme [NF E66-520-6 97]. Ces essais COM consistent à vérifier les conditions de coupe en surfacage d'un alliage de Ti6Al4V avec une fraise standard de type HM90 E90A-D40-6-C32 et plaquettes APKT 1003PDR IC330 d'Iscar. Les valeurs standards conseillées par ce fabricant d'outil pour des superalliages sont les suivantes :

- $40 \text{ m/min} < V_c < 80 \text{ m/min}$
- $0.08 \text{ mm/dent} < f_z < 0.15 \text{ mm/dent}$
- $0.5 \text{ mm} < a_p < 2 \text{ mm}$.

Les conditions opératoires utilisées pour la variation discrète des paramètres de coupe dans cette démarche COM en surfacage sont les suivantes :

- $10 \text{ m/min} < V_c < 100 \text{ m/min}$ par pas de 10 m/min
- $0.02 \text{ mm/tr/dent} < f_z < 0.35 \text{ mm/tr/dent}$ par pas de 0.03 mm/tr/dent
- Lubrification : Emulsion
- $a_p = 1 \text{ mm}$
- $a_e = 20 \text{ mm} = \varnothing_{\text{fraise}}/2$

4.2.1.2 Résultats et discussion

Les résultats de ces essais COM sont présentés par la [Figure 4.7](#). Ils n'ont pas été répétés. L'énergie spécifique de coupe W_c ($W/cm^3/min$) est définie par la formulation suivante :

$$W_c = \frac{P_c}{Q} \quad (99)$$

Soit :

$$W_c = \frac{F_c \text{ moyen} \cdot V_c}{60 \cdot Q} \quad (100)$$

La puissance de coupe P_c (W) a pu être mesurée par l'intermédiaire d'un wattmètre intégré à la MOCN. L'épaisseur coupée maximale $h_{coupée}$ (mm) est définie par :

$$h_{coupée} = 2 \cdot f_z \cdot \sqrt{\frac{a_e}{D} \cdot \left(1 - \frac{a_e}{D}\right)} \quad (101)$$

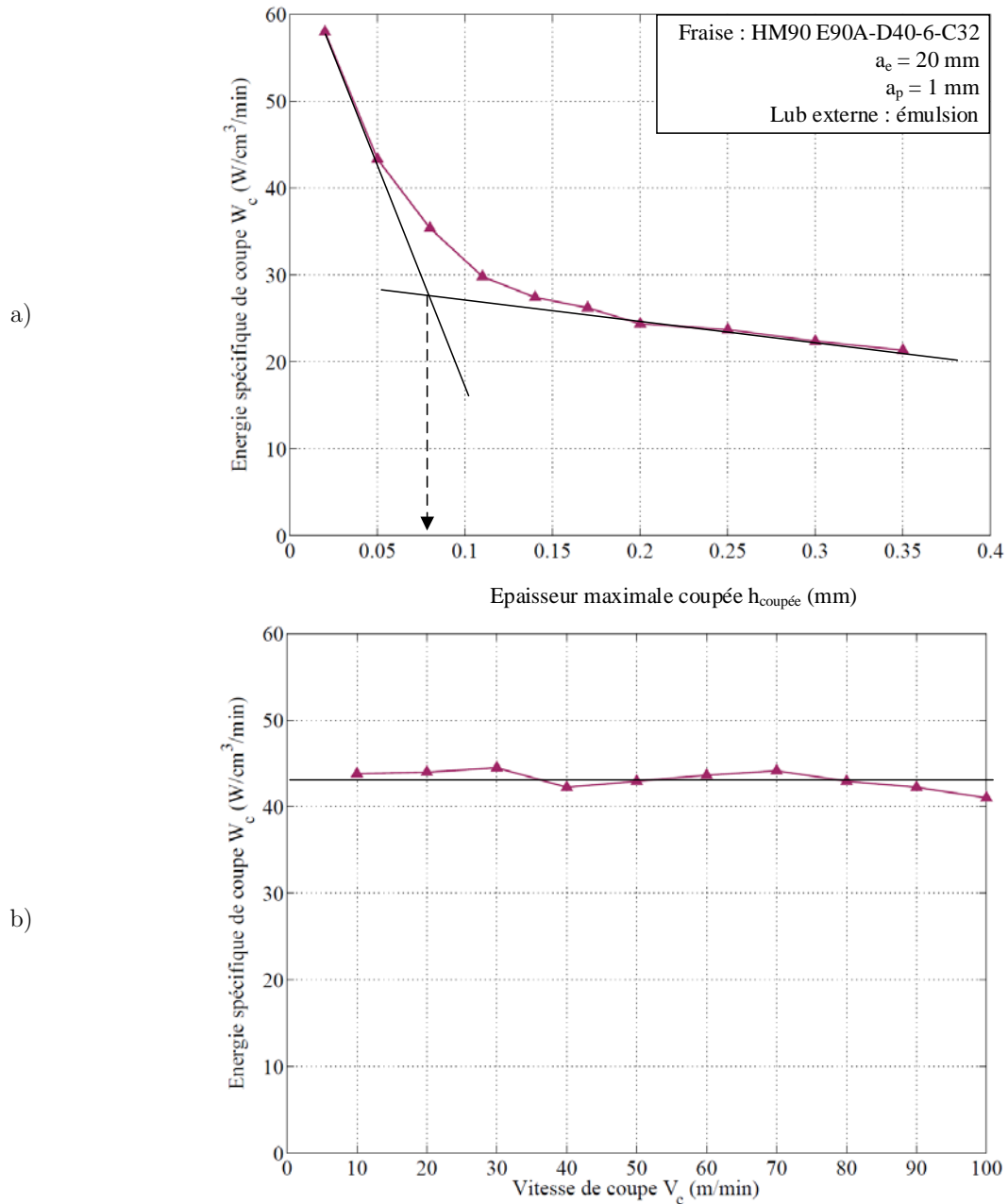


Figure 4.7 : Evolution de l'énergie spécifique de coupe W_c (W/cm³/min) en fonction de :
 - l'épaisseur maximale coupée $h_{coupée}$ (mm) a)
 - la vitesse de coupe $V_{c\ min}$ (m/min) b)

La Figure 4.7 a) montre que la valeur minimale de l'épaisseur maximale coupée est de 0.075 mm. Sur la Figure 4.7 b), il n'est pas possible de déterminer une valeur minimale de la vitesse de coupe $V_{c \text{ min}}$.

4.2.2 Etude expérimentale du fraisage d'un Ti6Al4V avec assistance cryogénique

Cette section est consacrée aux essais de fraisage avec différents moyens de lubrification/refroidissement. Elle se décline en trois parties distinctes. Tout d'abord, le plan d'expériences et la mise en place des essais sont décrits. Dans un second temps, les résultats sont présentés. Une interprétation et une discussion sont proposées. Enfin, une analyse statistique est mise en place afin d'approfondir les éléments de comparaison et d'obtenir une vision globale des résultats liés au plan d'expériences.

4.2.2.1 Plan d'expériences

La Figure 4.8 schématise les essais de surfaçage réalisés.

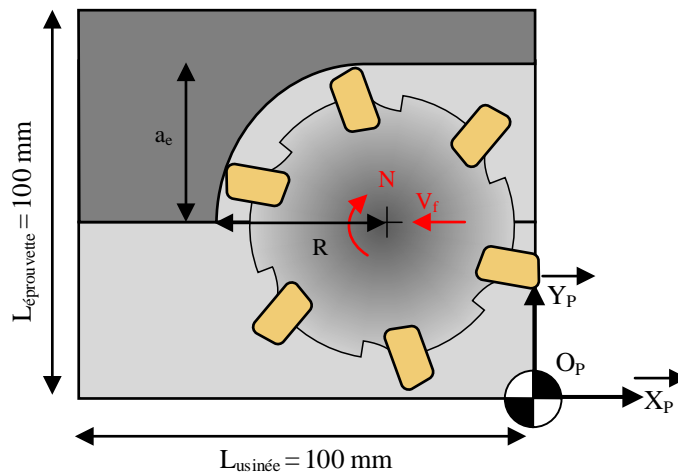


Figure 4.8 : Schématisation des essais de fraisage du Ti6Al4V

Des passes de surfaçage sont réalisés dans une éprouvette parallélépipédique ($100 \times 100 \text{ mm}^2$) en Ti6Al4V, fixée sur une platine dynamométrique. Le repère de cette dernière est utilisé pour décomposer la mesure d'effort dans le plan (F_x , F_y). L'acheminement du fluide cryogénique a été optimisé. Les diamètres des buses de projection du LN_2 sont de 1 mm ou 3 mm. Les débits varient entre 1 et 2.5 l/min en fonction des buses. Le jet est projeté en face de coupe avec un angle incident de 10° . Les essais avec émulsion sont réalisés avec apport du fluide par centre broche (Fluide B-COOL 755 à 8 %). Les paramètres de coupe tels que la vitesse de coupe (V_c), l'avance par dent (f_z)

et la profondeur de passe (a_p) varient sur un intervalle à deux valeurs afin de réaliser un plan d'expériences complet.

Assistance à l'usinage		Conditions de coupe	
Sec		V_c (m/min)	30
Emulsion			60
LN ₂	Ø 1 mm	f_z (mm/dent)	0.1
	Ø 3 mm		0.2
		a_p (mm)	0.5
			1

Tableau 4-1 : Plan d'expériences des essais de fraisage

Le [Tableau 4-1](#) récapitule l'ensemble des conditions dans lesquelles sont effectués les tests. Par dénombrement, le plan d'expériences proposé est constitué de 32 essais. Chaque essai est répété 3 fois. L'ensemble du plan d'essais est détaillé en Annexe C. La valeur moyenne est alors retenue pour le résultat final.

Les paramètres enregistrés sont les suivants :

- Températures : 2 thermocouples noyés dans 2 plaquettes diamétralement opposées mesurent une température à 1 mm sous la face de coupe ([Figure 4.5](#)) ; Les thermocouples TC_A et TC_B sont insérés dans des plaquettes diamétralement opposées. Ces deux relevés de température permettent de tester la répétabilité du procédé de mesure.
- Efforts de coupe : platine dynamométrique Kistler 9255A ; F_x , F_y , F_z (N)
- Etats de surface (sens longitudinal) : profilomètre avec capteur à contact Surfscan 3D ; R_a , R_t (μm)

Dans cette section sont présentés les résultats des essais de surfaçage en relation avec le plan d'expériences présenté précédemment. Dans un premier temps, un essai type, sous assistance cryogénique est exposé. Cela permet de remettre les opérations dans le contexte de la fraiseuse horizontale. Un exemple de dépouillement est mis en avant. Dans un second temps, un comparatif de l'ensemble des essais est analysé. L'objectif est de sélectionner les informations pertinentes afin de comparer les différents essais.

La [Figure 4.9](#) propose une illustration des essais de fraisage avec assistance cryogénique sur éprouvette en alliage Ti6Al4V.

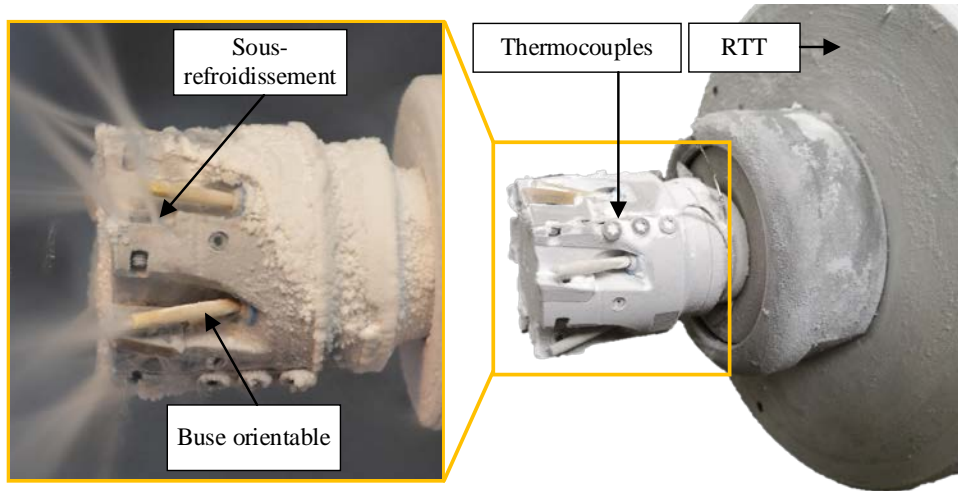


Figure 4.9 : Photographie d'un essai de fraisage avec assistance cryogénique

La partie droite représente une vue d'ensemble du montage. La fraise est bridée dans le cône SA 40 modifié sur lequel est montée l'instrumentation embarquée pour la mesure de température (RTT). Celles-ci sont déchargées post-essai au PC d'acquisition. Afin de pouvoir synchroniser les enregistrements dans la mémoire et les données acquises directement durant l'essai par la chaîne d'acquisition, deux horloges sont utilisées. La première est à l'intérieur du système tandis que la deuxième est installée sur la chaîne d'acquisition. Une synchronisation est nécessaire [Lazoglu et al. 17, Ramirez 17]. Les détails du fonctionnement du RTT sont schématisés en Annexe B. Un écrou de bridage le maintient en place. Les thermocouples noyés dans les plaquettes passent dans une rainure sur le corps de fraise et sont bridés par trois vis avant d'être branchés dans le RTT.

La vue agrandie de la fraise permet de visualiser la projection de LN_2 . Les jets rectilignes dans l'axe de la broche proviennent des buses orientables. Une plaquette non montée permet de mettre en évidence le sous-refroidissement de l'assise avec un jet aléatoire, non parallèle à l'axe de broche. Une fois la plaquette en place, ce même jet devient fuyant vers la face avant de la fraise.

4.2.2.2 Résultats et discussions

Dans un premier temps, une vue de l'ensemble des acquisitions réalisées au cours d'une passe de surfacage est présentée. Les efforts mesurés dans le repère platine et les températures enregistrées pour une passe d'usinage sont exposés en Figure 4.10. Les efforts résultants maximaux dans le plan sont définis par l'équation suivante :

$$F_r = \sqrt{F_x^2 + F_y^2} \quad (102)$$

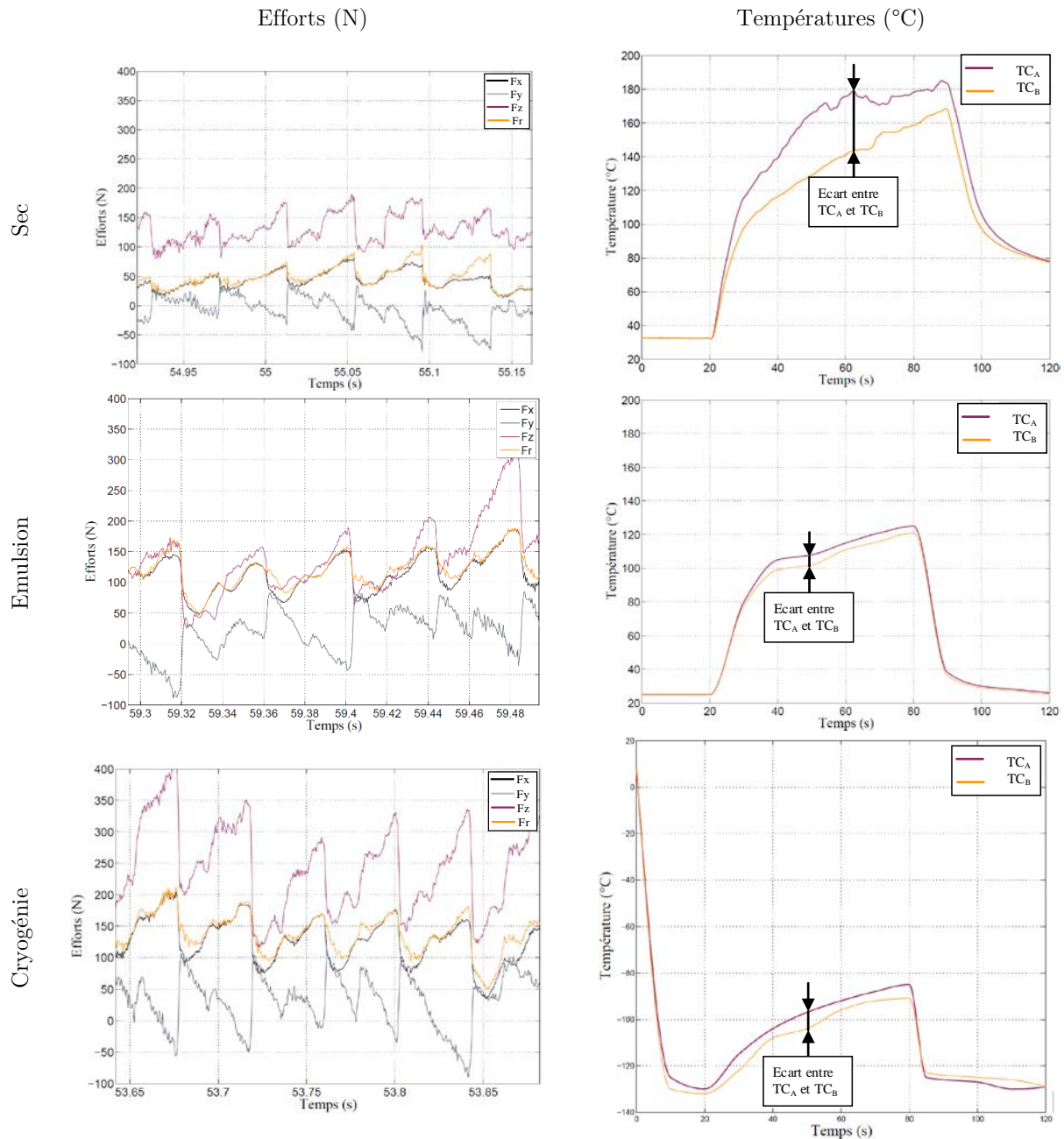


Figure 4.10 : Présentation des essais réalisés en surfacage à sec, avec émulsion et LN₂ avec buse de Ø1 mm ; $V_c = 30$ m/min ; $f_z = 0.1$ mm/dent ; $a_p = 1$ mm.

La Figure 4.10 présente un ensemble de résultats lors d'une passe en fraisage avec diverses conditions d'assistance à l'usinage. Les paramètres opératoires présentés ci-dessus sont les suivants : $V_c = 30$ m/min, $f_z = 0.1$ mm/dent, $a_p = 1$ mm, $a_e = \varnothing_{\text{fraise}}/2 = 20$ mm. Les composantes des efforts de la Figure 4.10 sont observées à un même instant dans le repère platine au cours de la passe d'enlèvement de matière, soit à la moitié de la trajectoire de la fraise sur l'axe X. Les courbes de températures sont présentées dans leur globalité afin de saisir l'historique thermique complet des

plaquettes. L'objectif de ce dépouillement est de montrer les différences observables entre l'usinage à sec, émulsion et LN₂.

Plusieurs remarques et interprétations sur les efforts de coupe peuvent être effectuées.

- L'ensemble des composantes d'effort est plus élevé dans le cas de l'assistance cryogénique qu'avec l'émulsion ou l'usinage à sec.
- Les moyennes des pics maximaux de F_r (N) observées sur la durée totale d'un essai dans les conditions opératoires précédentes sont résumées dans le [Tableau 4-2](#)

	Cryo	Emulsion	Sec	Cryo/Emulsion	Cryo/Sec
F_r max (N)	285 ± 15	235 ± 12	198 ± 9	+ 21 %	+ 44 %

[Tableau 4-2](#) : Evolution relative des efforts résultants en fonction de la méthode de lubrification

Concernant les températures relevées avec les thermocouples noyés dans les plaquettes plusieurs constats et observations sont réalisés :

- Il existe une différence de température à chaque instant entre TC_A et TC_B. Ceci peut être dû à une différence de placement de ces derniers dans la plaquette. Les vibrations engendrées par l'opération de fraisage font varier aléatoirement la position du thermocouple. De plus, ce défaut de positionnement est conjugué à l'incertitude de placement du point de mesure au sein du thermocouple (soudure chaude).
- Les pentes d'échauffement et de refroidissement sont différentes selon la stratégie de lubrification/refroidissement. L'élévation de température générée par la coupe est absorbée en partie par le fluide.
- En fin d'usinage, la pente de refroidissement est plus élevée avec le test en assistance cryogénique.

Corréler l'étude des efforts de coupe et la mesure de température permet plusieurs interprétations. Plus l'absorption de chaleur générée pendant la coupe par le fluide est élevée, plus les efforts de coupe sont importants. En comparant les tests entre émulsion et LN₂, la pente d'échauffement de la plaquette est inversement proportionnelle à l'augmentation des efforts. Empiriquement, en considérant l'élévation maximale de température sur 10 secondes entre les instants $t = 20$ s et $t = 30$ s, il apparaît que la pente d'échauffement est de 10 °C/s pour l'émulsion contre 2.5 °C/s pour le LN₂ soit un rapport de 4. L'effort résultant moyen des pics maximaux sur les essais présentés est de 156 N (± 11 N) pour l'émulsion et 213 N (± 17 N) pour la cryogénie, soit un rapport de 1.25.

Afin de disposer d'une vision plus globale de l'ensemble des essais réalisés, les [Figure 4.11](#) et [Figure 4.12](#) sont présentées avec des diagrammes bâtons et leurs barres d'erreur associées relatives aux trois mesures répétées pour chaque test.

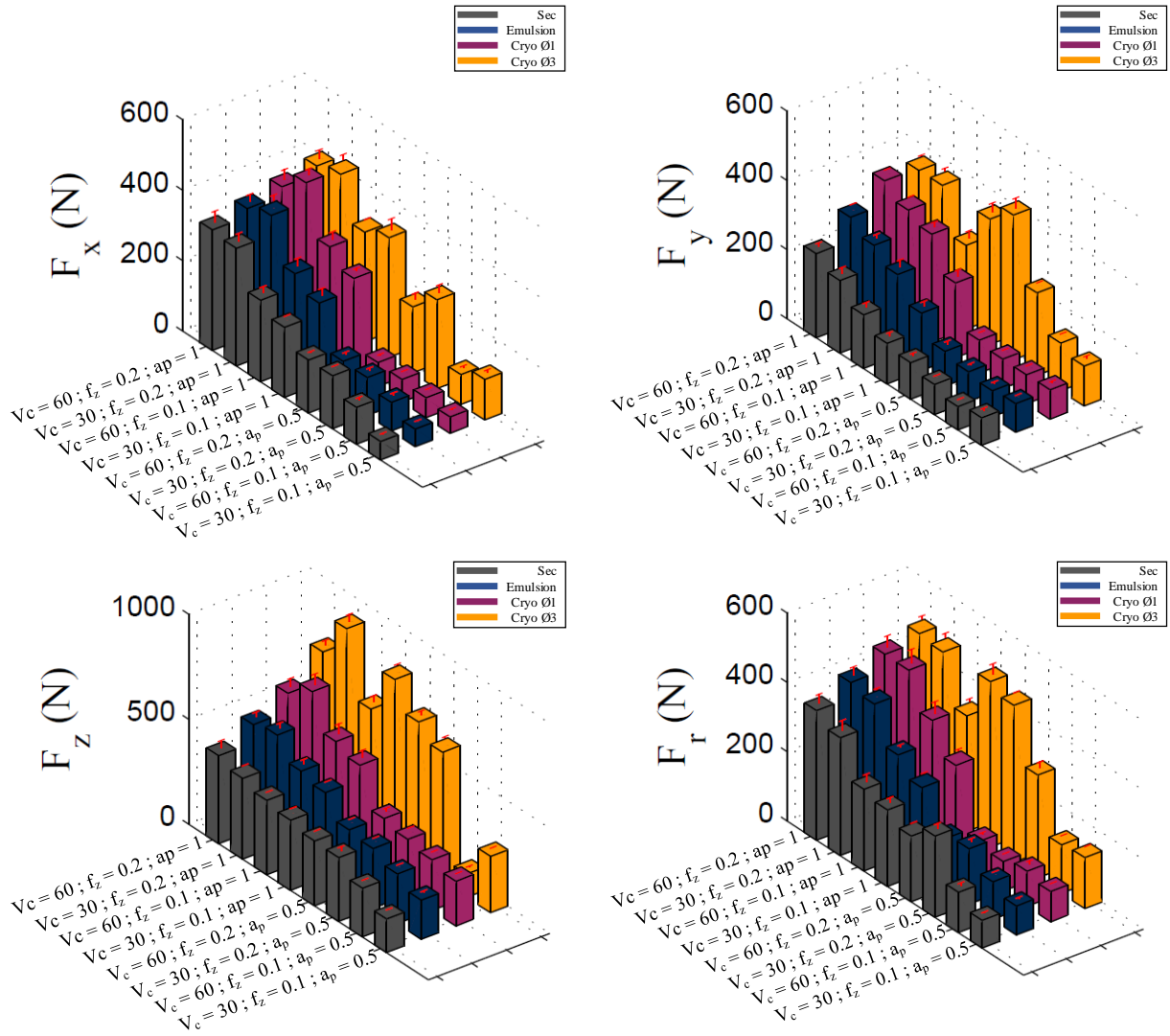


Figure 4.11 : Efforts mesurés pour chaque essai du plan d'expériences

La Figure 4.11 présente l'ensemble des composantes d'efforts mesuré à l'aide de la table piézoélectrique ainsi que l'effort résultant F_r . Les efforts augmentent avec l'utilisation de l'azote liquide quel que soit le diamètre de buse utilisé (Cryo $\text{Ø}x$ = buse de x mm). Les vitesses de coupe, avances et profondeurs de passe influent sur les efforts de la façon suivante : une augmentation de V_c (m/min) induit une augmentation de F_r (N), une augmentation de f_z (mm/tr/dent) induit une augmentation de F_r (N) et une augmentation d' a_p (mm) induit une augmentation de F_r (N).

En comparaison avec les essais de tournage discontinu, une stagnation des efforts entre l'émulsion et la Cryo $\text{Ø}1$ est observée (cf. chapitre § 3.4.3). Dans le cas présenté ci-dessus, cette tendance n'est pas vérifiée. Plusieurs explications sont possibles. Une inefficacité des petits diamètres de buse en tournage discontinu est l'explication la plus probante. C'est plus proche d'un usinage à sec. Il est nécessaire de rappeler que seules deux buses projetaient du LN_2 (face de coupe et face de

dépouille de l'outil pour un débit moyen de 1 à 1,5 l/min) alors qu'en fraisage ce sont 6 buses (une par dent) qui acheminent le fluide vers la zone de coupe (débit de 1,5 à 2 l/min). Le débit réel de LN₂ à chaque tour d'éprouvette (i.e. ou de fraise) n'est donc pas identique. Cependant, les expériences de tournage discontinu avec assistance cryogénique ont montré que, lorsque le débit de LN₂ augmente (diamètre de buse plus important), les efforts augmentent en conséquence.

La Figure 4.12 présente une vue d'ensemble des températures maximales mesurées au cours des essais. Le pic de température le plus élevé de chaque thermocouple est relevé. A chaque tour de fraise, la variation de température sur une dent est cumulée. Lors d'un surfacage sur 100 mm, avec les conditions de coupe présentée en Figure 4.12 a), cela correspond à une élévation de température de 0.18 °C/tour en émulsion et 0.1 °C/tour avec LN₂. Avec des temps de coupe plus long, les pics de température seraient plus élevés.

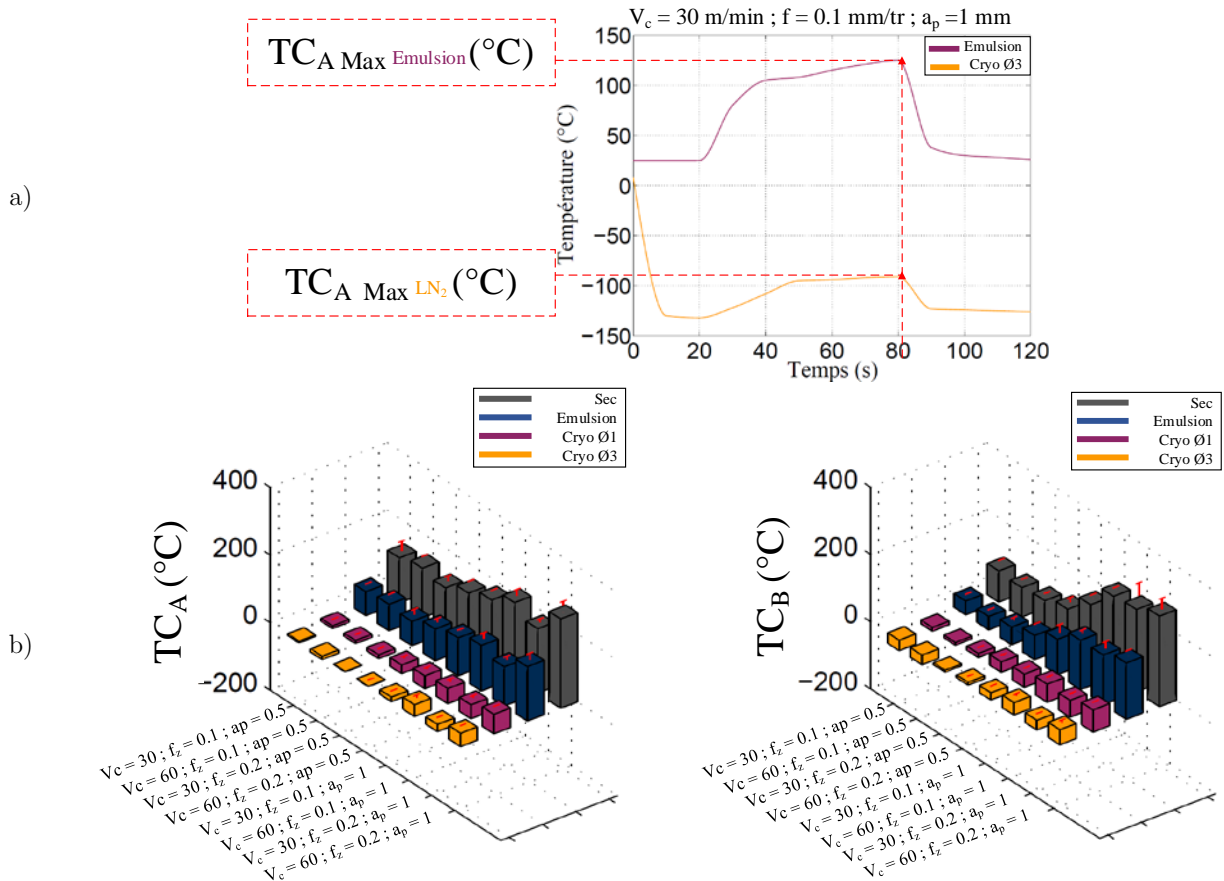


Figure 4.12 : Températures maximales mesurées pour chaque essai du plan d'expériences ;

- a) Exemple de mesure de températures maximales associées aux conditions de coupe ;
- b) Ensemble des mesures de températures

Les essais à sec sont ceux présentant la plus grande élévation de température. Les tests avec assistance cryogénique (Cryo Ø1 et Cryo Ø3) sont les moins impactés par l'élévation de température.

La corrélation entre augmentation des efforts de coupe et diminution de la température peut être mise en avant (Figure 4.11 et Figure 4.12). Une diminution de température observée se superpose à une augmentation des efforts de coupe. L'hypothèse d'un adoucissement thermique réduit lors de l'utilisation de fluide cryogénique est probante. Il n'est cependant pas possible d'affirmer que la température dans le matériau usiné diminue, influant alors son comportement mécanique. Une mesure de température dans l'alliage Ti6Al4V serait une perspective d'amélioration des interprétations pour ce type d'essais.

La Figure 4.13 présente les rugosités R_a et R_t mesurées sur l'ensemble des tests réalisés en fraisage. L'application de LN_2 dans la zone de coupe semble avoir un impact positif sur l'état de surface.

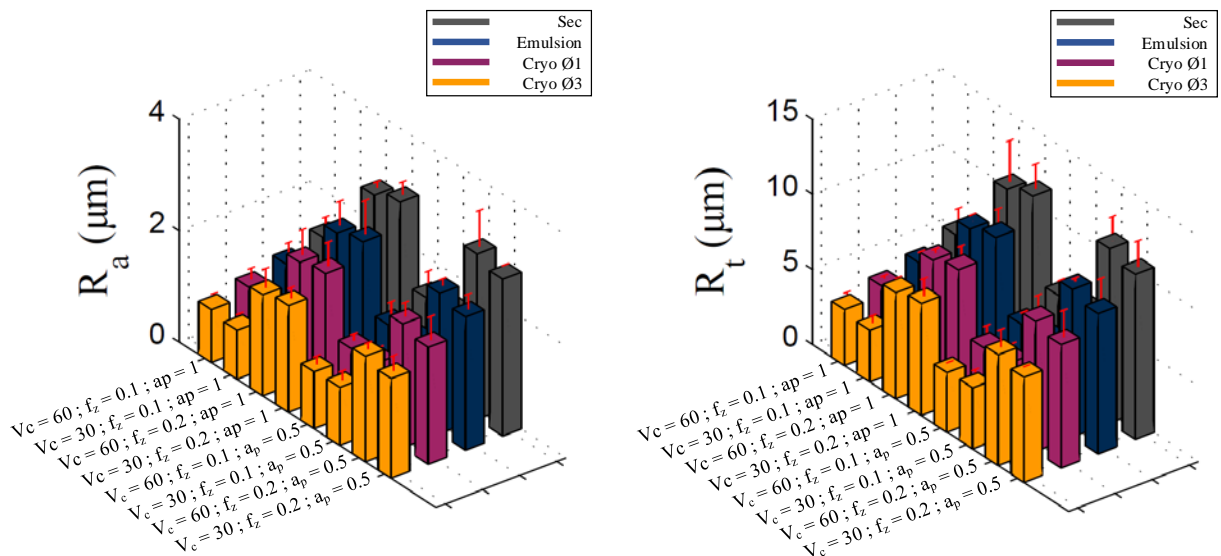


Figure 4.13 : Etats de surface de l'ensemble des tests du plan d'expériences

L'augmentation de l'avance a également un impact non négligeable. Les meilleures qualités de surfaces observées sont obtenues avec une faible avance et l'utilisation de l'assistance cryogénique. Cependant, les barres d'erreurs de ces mesures sont importantes. La vigilance est de mise quant à l'interprétation de ces résultats. Durant les tests, l'éprouvette de Ti6Al4V est démontée tous les 4 essais afin de procéder aux mesures métrologiques. Les sources de perturbations des mesures sont multiples, pouvant être liées au moyen mesurant ou au protocole de mesure.

Par la suite, afin d'analyser plus finement les tendances d'évolution de chaque grandeur mesurée une analyse statistique du plan d'expériences est proposée. Le raisonnement suivi est identique à ceux des chapitres précédents.

1.1.1.1. Analyse statistique

Cette section propose une analyse statistique du plan d'expériences exposé dans le [Tableau 4-1](#). La même méthode de régression multilinéaire utilisée dans les précédents chapitres, appliquée à un plan d'expériences complet (4 facteurs à 2 niveaux plus un niveau de vérification intermédiaire), est utilisée. Le [Tableau 4-3](#) synthétise les facteurs et réponses associés.

Facteurs	Niveaux			Réponses
	Niveau -1	Niveau 0	Niveau 1	
Vc (m/min)	30	45	60	TC _A
f (mm/tr)	0.1	0.15	0.2	TC _B
a _p (mm)	0.5	0.75	1	F _x , F _y , F _z
Assistance	Sec	Emulsion	LN ₂	R _a
				R _t

[Tableau 4-3](#) : Facteurs, Niveaux et réponses de l'analyse statistique

Les réponses en températures (TC_A, TC_B), en efforts de coupe (F_x, F_y, F_z, F_r) et en état de surface (R_i = R_a, R_t) sont identifiées aux facteurs (V_c, f_z, a_p, sec, émulsion, LN₂) du plan d'expériences avec les corrélations et résidus.

La [Figure 4.14](#) illustre les coefficients du polynôme de l'équation MLR associée aux interactions du second ordre représenté par l'équation 95.

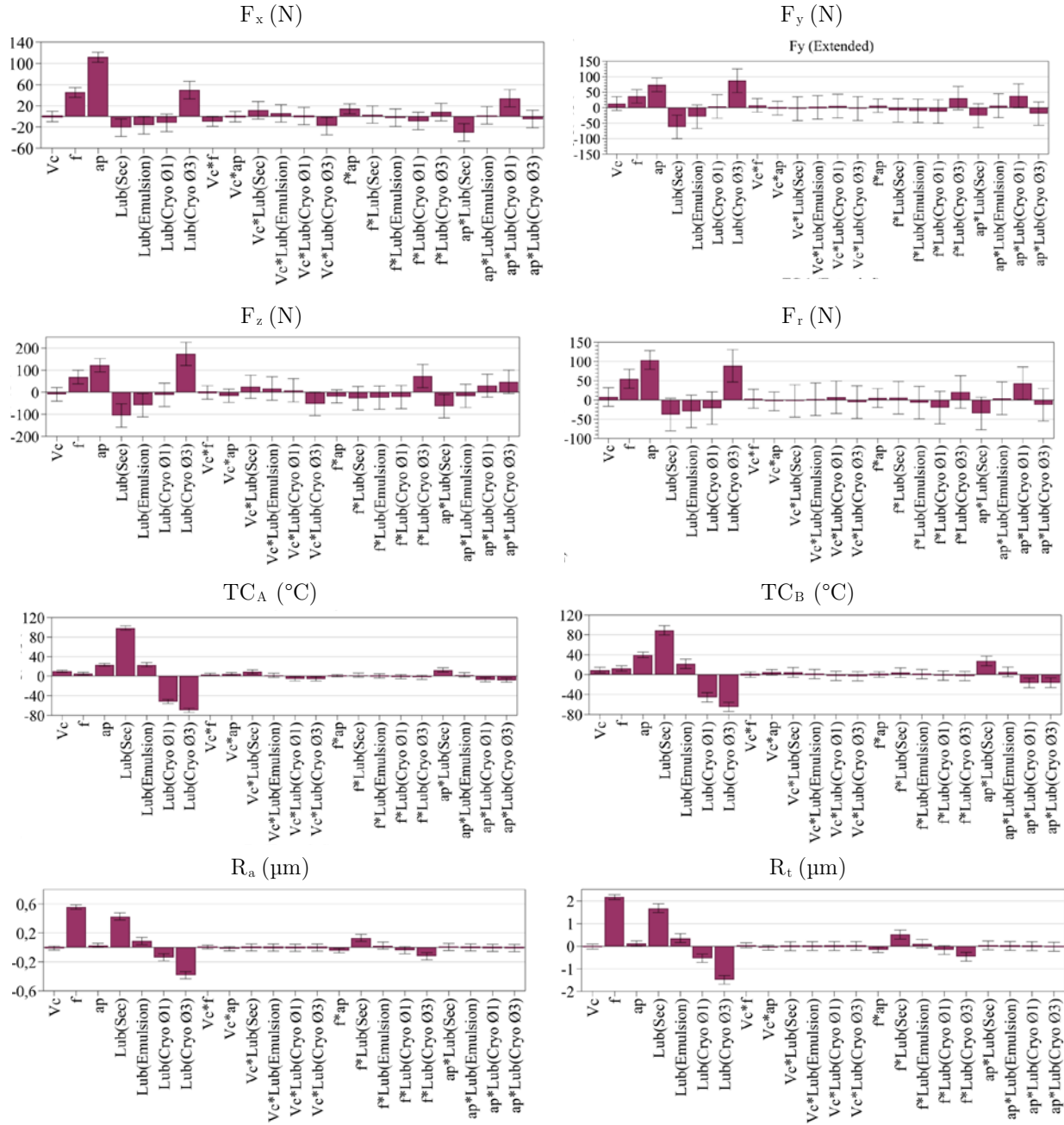
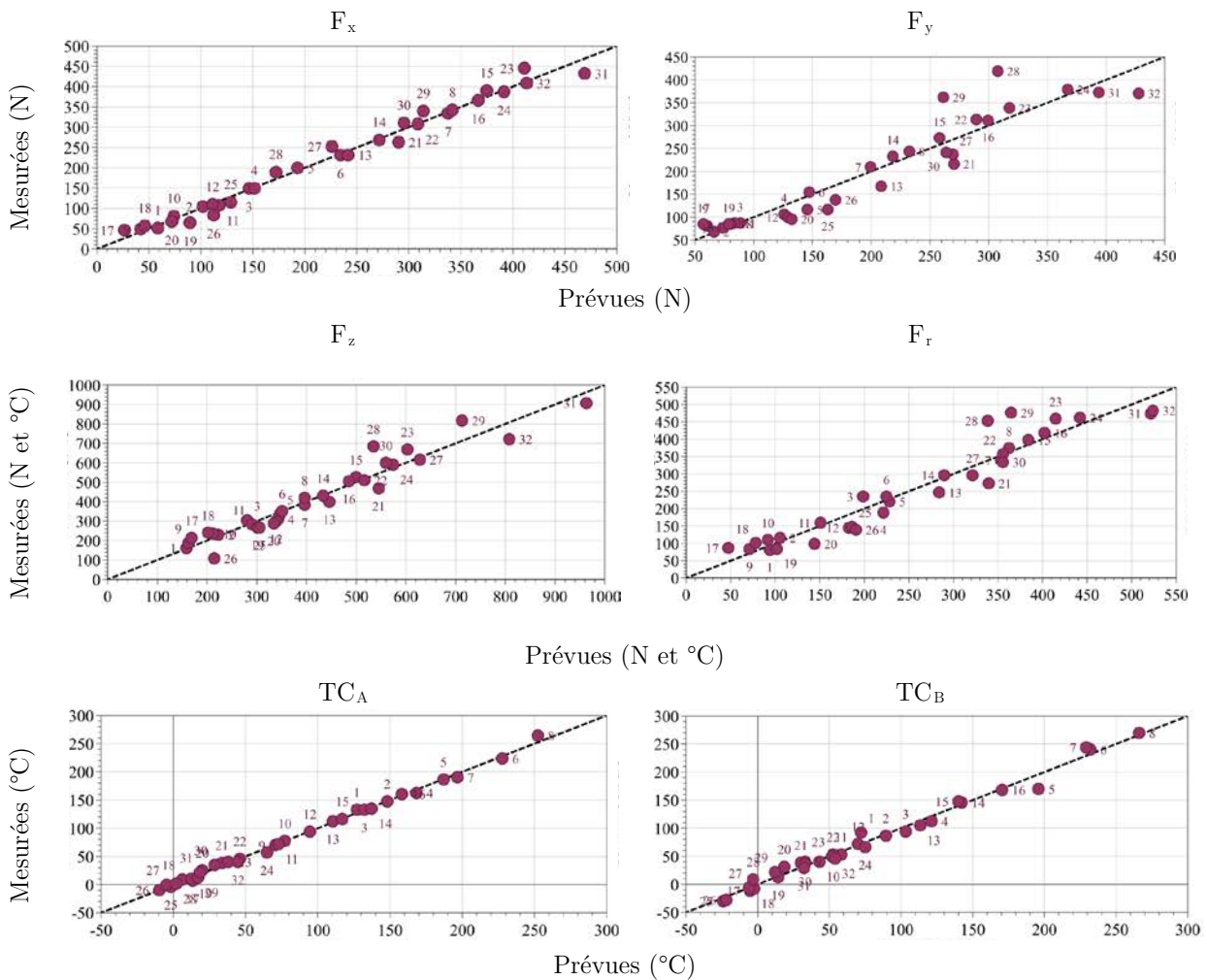


Figure 4.14 : Coefficients de la modélisation MLR des essais de fraisage

Ces résultats mettent en avant plusieurs phénomènes notables. Les efforts de coupe, et notamment les efforts résultants, dépendent des paramètres d'assistance à l'usinage ainsi que des conditions de coupe. En ce sens, ces premiers résultats sont similaires aux interprétations et phénomènes observés lors des expérimentations en tournage discontinu. Les efforts résultants maximaux dépendent majoritairement des paramètres de l'assistance cryogénique et de profondeur de passe, devant les conditions d'avance et de vitesse de coupe. Cette analyse montre que les mesures d'efforts réalisées sont dépendantes d'une minorité de paramètres devant les corrélations du second

ordre. Chaque facteur du plan d'expériences est indépendant. Les températures mesurées montrent une nouvelle fois (cf. chapitre 3) qu'elles sont pilotées par le type d'assistance à l'usinage ainsi que par la profondeur de passe. Le LN_2 abaisse les températures maximales relevées. Ceci peut s'expliquer par le débit d'azote envoyé vers la zone de coupe. En tournage discontinu, la configuration de l'acheminement du LN_2 est ici différente, la dent étant mieux refroidie hors de la matière. Le temps d'interaction de la dent dans la matière est plus élevé en tournage discontinu (avec éprouvette à 6 créneaux) qu'en fraisage (avec 6 dents).

Avant toute autre interprétation ou conclusion, il est nécessaire d'analyser une nouvelle fois la pertinence du modèle statistique mis en place. Le [Tableau 4-4](#) présente les graphiques des valeurs mesurées vs. prévues associées au numéro de l'essai correspondant.



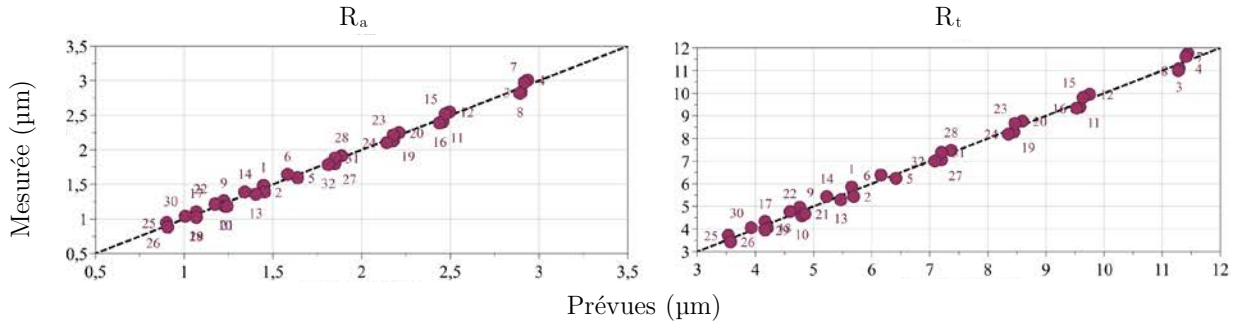
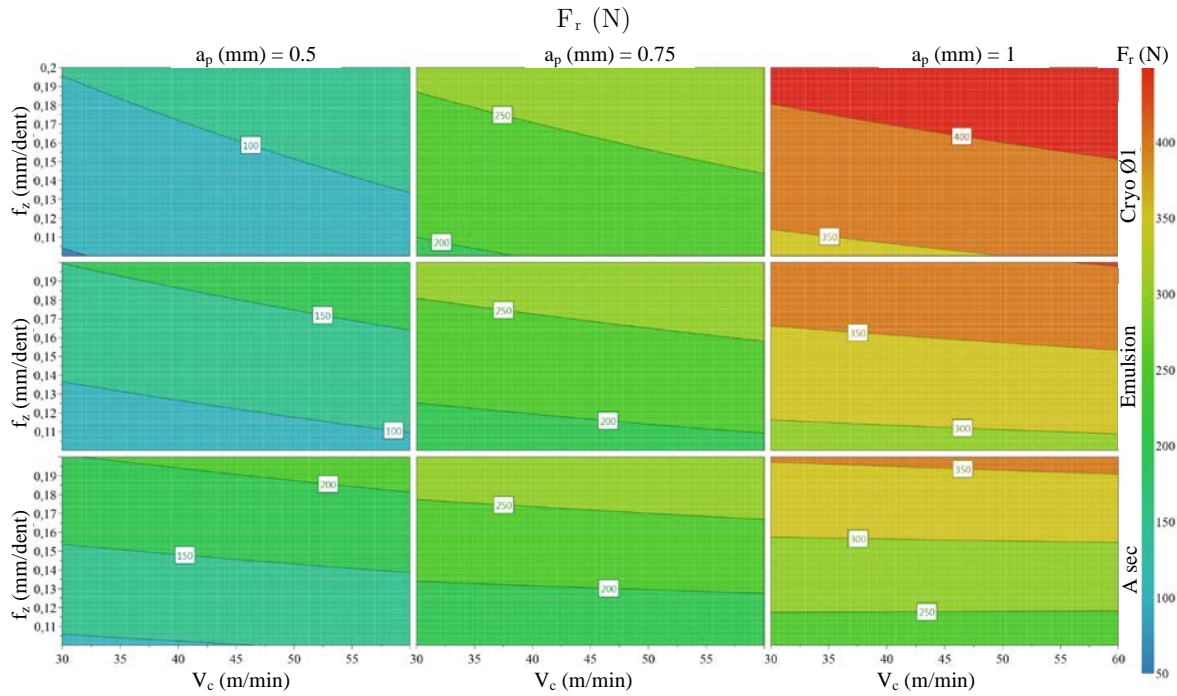


Tableau 4-4 : Réponses mesurées vs. prévues

La prédiction des réponses semble correcte lorsqu'elles sont comparées à celles mesurées. Le tableau ci-dessus permet de montrer que la méthode d'analyse statistique mise en place est valide. Il est alors possible de comparer l'influence de chaque facteur sur les réponses à l'aide d'un contour à quatre dimensions. La Figure 4.15 présente l'évolution des réponses du modèle statistique pour les réponses F_r , TC_B et R_a .



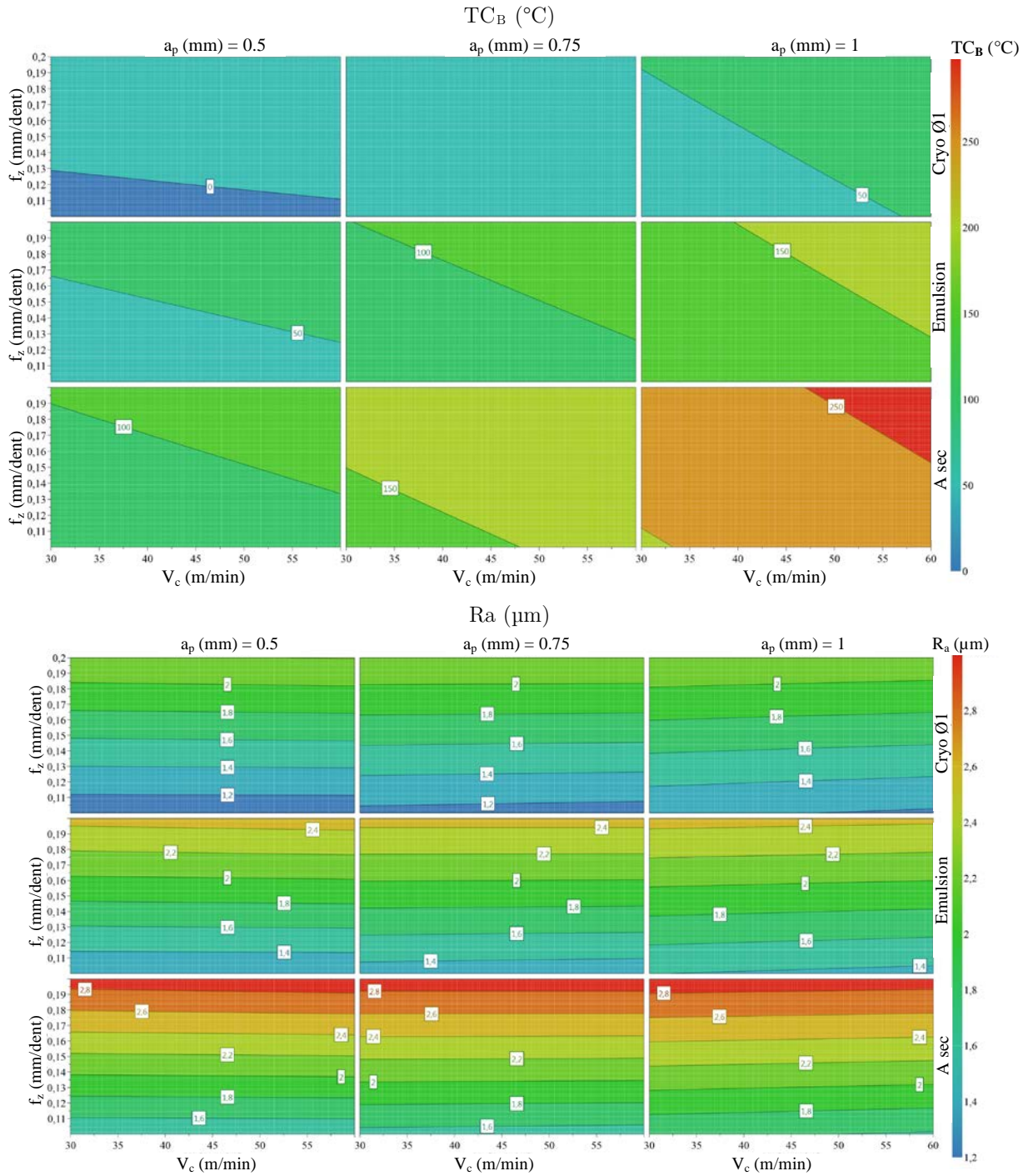


Figure 4.15 : Contour 4D des réponses F_r , R_a et TC_B

La [Figure 4.15](#) permet de montrer les effets des facteurs sur les réponses prédites suivantes : efforts résultants, états de surface et températures. Ces trois réponses ont été choisies afin de permettre une observation pertinente et globale des réponses. Tous les résultats ne sont pas illustrés.

En ce qui concerne F_r , la première partie de la figure montre que les efforts résultants sont maximaux dans des conditions d'assistance cryogénique, des avances et vitesses de coupe élevées. Entre un usinage avec les mêmes conditions de coupe hautes du plan d'expériences sous émulsion et sous assistance cryogénique, F_r augmente de 25 %.

La prédiction des états de surface montre que l'assistance cryogénique améliore la qualité des surfaces générées. Il apparaît également que plus f_z (mm/tr/dent) est grand, plus R_a (μm) est élevé. Les conditions d'amélioration de l'état de surface sont : une faible avance et une assistance cryogénique.

Le dernier volet de la [Figure 4.15](#) présente la prédiction des températures. Ce sont les avances faibles et le LN_2 qui révèlent les températures les plus basses. Le débit d'azote liquide étant constant, c'est lorsque les vitesses de coupe sont faibles et donc que la fréquence de passage des dents dans la matière est faible que le LN_2 refroidit le plus les dents.

Il existe une corrélation directe entre les impacts thermique du LN_2 sur la coupe et les mesures d'efforts ou d'état de surface.

L'étude suivante propose des essais d'usure afin de tenter de comprendre ces liens.

4.2.3 Essais d'usure en surfacage d'un alliage de Ti6Al4V

4.2.3.1 Plan d'expériences

Dans cette partie, des essais d'usure sont menés afin de comparer les différentes méthodes de lubrification/refroidissement. Ces tests ne sont pas exhaustifs mais proposent un bilan qualitatif. Comme évoqué dans le premier chapitre, l'usure des outils avec l'utilisation de LN_2 semble limitée. Ce point est une concordance de l'ensemble des publications à ce sujet. Même si les conditions d'utilisation de l'assistance cryogénique ne sont pas identiques dans chaque description expérimentale, l'apport de fluide cryogénique a un effet non négligeable sur l'usure des outils. La majorité des études issues de l'état de l'art est réalisée en tournage et peu en fraisage. Les essais d'usure exposés dans cette section concernent le fraisage au cours d'une opération de surfacage. La même fraise précédemment décrite est utilisée et les essais ont été conduits suivant la norme NF ISO 8688-1.

Avec les résultats des essais COM précédemment menés, les conditions de coupe sélectionnées sont les suivantes : $V_c = 50$ m/min ; $f_z = 0.15$ mm/tr/dent ; $a_p = 1$ mm ; $a_e = \varnothing_{\text{fraise}}/2$. L'objectif est d'obtenir une opération de coupe stable et ne sortant pas du domaine d'utilisation acceptables

des outils. L'écart entre la durée de vie des outils obtenue sous différentes méthodes de lubrification sera visible.

L'objectif est de réaliser une étude de sensibilité de l'usure des outils dans des conditions d'usinage à sec, avec émulsion et sous assistance cryogénique. Les conditions d'acheminement de LN_2 sont les suivantes : utilisation de la MOCN dédiée à l'assistance cryogénique ; pression = 4 bars ; diamètres de buse : 1 mm ou 3 mm (débit = 1.5 à 2 l/min);

Dans un premier temps, des essais d'usure lors d'un usinage à sec ont été conduits afin de suivre l'évolution du critère d'usure en dépouille V_B (mm). Après chaque passe, une observation de ce motif d'usure est réalisée. Ensuite, les tests sous assistance cryogénique ont été menés pour enfin terminer par l'émulsion. Ces tests ont été répétés 3 fois.

4.2.3.2 Résultats et discussions

Les résultats de ces essais sont présentés aux [Figure 4.16](#) et [Figure 4.17](#). Les mesures ont été réalisées sur microscope optique à focalisation dynamique de type Keyence série VHX-1000.

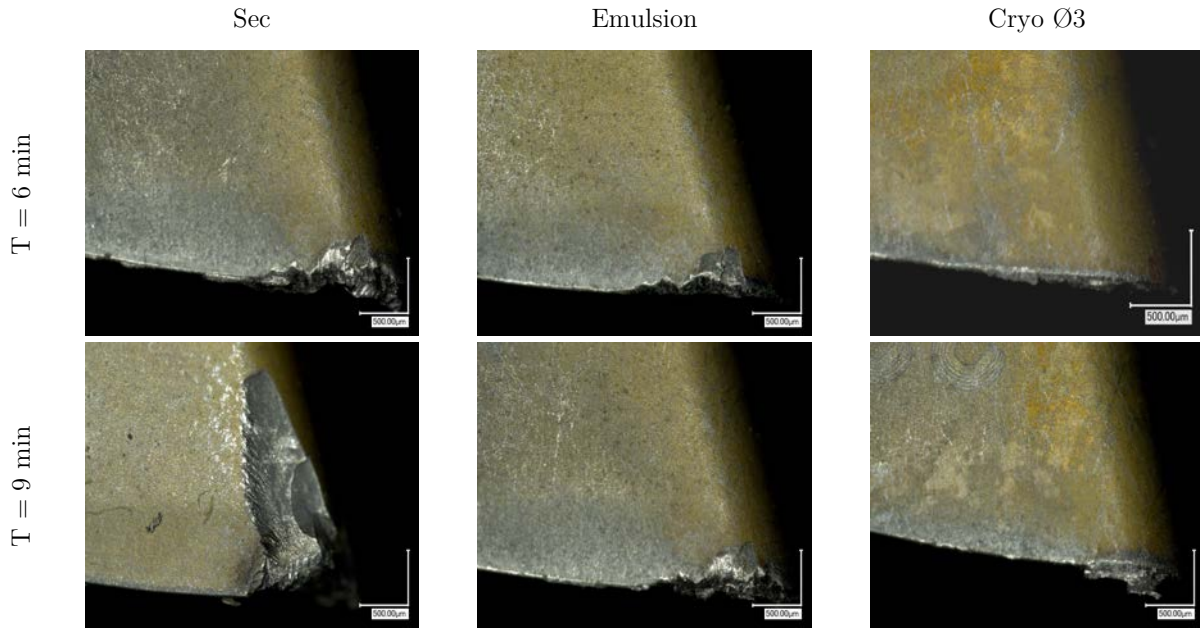


Figure 4.16 : Influence globale des assistances à l'usinage sur l'usure des outils de coupe

Ces observations sont détaillées à la Figure 4.17 suivante en fonction du temps.

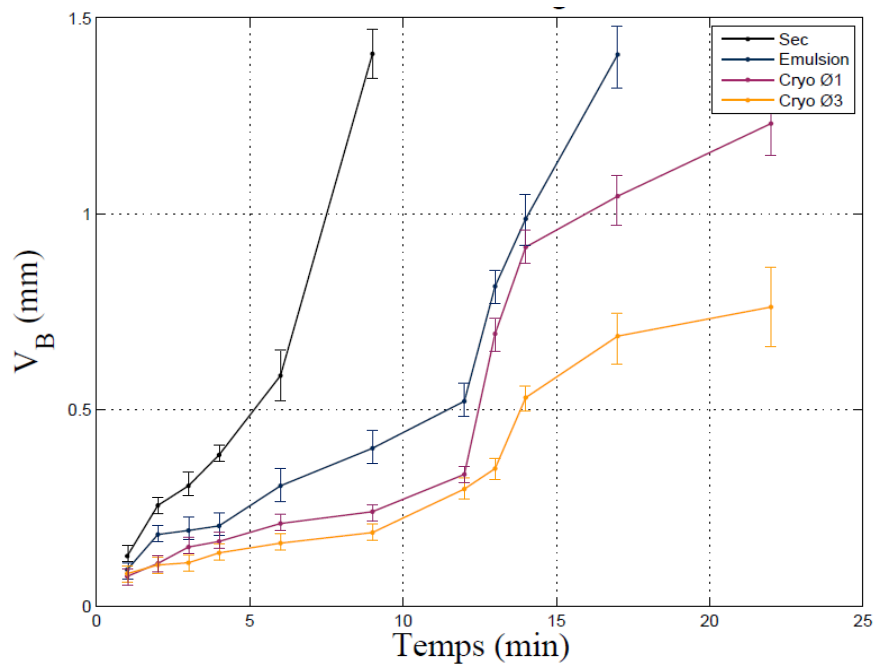


Figure 4.17 : Usure en dépouille en fonction du temps

Trois phases distinctes sont présentes sur la Figure 4.17. La période de rodage, très courte, correspond à une évolution rapide de la perte de masse des outils. Dans un second temps, l'usure est faible et régulière. Les courbes peuvent être associées à une fonction affine en fonction du temps. La partie finale de ces courbes correspondent à une usure catastrophique où l'outil est détruit.

Lors d'un usinage à sec, l'usure en dépouille des plaquettes est exponentielle. Elles sont rapidement détruites. Des mécanismes d'usure en entaille et d'effondrement d'arête s'ajoutent à l'usure standard en dépouille. Les essais avec émulsion montrent une usure quasi linéaire en fonction du temps. En comparant ces essais avec ceux réalisés avec assistance cryogénique, l'utilisation de LN_2 tend à faire diminuer V_B (μm). Dans le cas de l'assistance cryogénique, un point de rupture apparaît. Lors des 12 premières minutes d'usinage, l'augmentation de l'usure en face de dépouille n'est pas très importante. Au-delà, cette dernière augmente rapidement. Les plaquettes s'usent moins vite mais s'effondrent soudainement. Ce phénomène est visible avec les deux conditions d'acheminement du LN_2 . L'utilisation de fort débit de fluide cryogénique retarde ce phénomène mais reste bien présent. Cette augmentation critique mais tardive de l'usure pourrait être attribuée au durcissement de la surface à partir du pré-refroidissement de la face usinée de l'éprouvette en Ti6Al4V [Locatelli et al. 93].

Il apparaît donc que l'utilisation de LN_2 est bénéfique pour la santé des outils de coupe. Par rapport à un usinage avec émulsion, sur un critère de $V_B = 300 \mu m$, l'assistance cryogénique augmente le temps d'usinage. Le [Tableau 4-5](#) récapitule les gains sur ce critère.

Les temps d'usinage, quel que soit le mode de lubrification, restent tout de même assez courts. Il est légitime de remettre en cause les trajectoires d'usinage ainsi que la nuance de carbure utilisée pour ces applications variées. Les conditions de coupe utilisées peuvent également être une source de dégradation des plaquettes sur ces temps d'usinage courts. Des essais complémentaires en faisant varier plus largement ces paramètres sont nécessaires.

	Emulsion	Cryo Ø1	Cryo Ø3	Gain relatif de durée de vie des plaquettes Cryo Ø1/Emulsion	Gain relatif de durée de vie des plaquettes Cryo Ø3/Emulsion
T (min)	3,5	6,2	9	+ 75 %	+ 142 %
V_B (μm)	0,3	0,3	0,3		

[Tableau 4-5](#) : Gain relatif en durée de vie des plaquettes avec LN_2 par rapport à l'émulsion

4.3 Conclusions

4.3.1 Résultats globaux

Ce chapitre développe la dernière étape de la démarche finale visant à réaliser des essais de fraisage avec assistance cryogénique dans des conditions optimisées pour cette technologie. Une MOCN a été entièrement dédiée à l'acheminement de LN_2 vers la zone de coupe par centre broche. Un asservissement en temps réel permet de contrôler les paramètres de transfert du fluide cryogénique depuis son réservoir jusqu'en pointe d'outil. Afin d'optimiser l'efficacité de l'assistance cryogénique en usinage, un travail collaboratif avec un industriel (la société Iscar) a permis de mettre en évidence les paramètres essentiels à maîtriser. Des canaux d'irrigation interne à l'outil ont ainsi été optimisés et des buses de sortie permettent de diriger le jet cryogénique sur chaque plaquette.

Les essais de surfaçage se sont déclinés en deux principaux volets. Dans un premier temps, une étude expérimentale visant à mesurer les efforts de coupe, les températures et les qualités de surfaces a été menée. Cette recherche montre que l'utilisation de LN_2 augmente les efforts de coupe et améliore l'état de surface généré par une passe de surfaçage. La mesure de température, effectuée par instrumentation embarquée, permet de corréliser aux précédentes mesures. Les phénomènes thermiques mis en jeu lors de l'assistance cryogénique en usinage jouent un rôle primordial dans les divers mécanismes de la coupe de matériaux réfractaires. La diminution des gradients de températures induit une augmentation des efforts de coupe. Une analyse statistique permet d'établir un modèle prédictif de lecture des réponses dans les bornes fixées par le plan d'expériences. Les relations entre paramètres de coupe, assistance à l'usinage et résultats mettent en évidence les différentes corrélations. Ces résultats sont en adéquation avec les essais de tournage discontinu menés au chapitre 3.

Dans un second temps, une étude expérimentale sur l'usure des plaquettes en fonction du temps et des assistances à l'usinage est proposée. Elle montre une nette amélioration du critère d'usure en dépouille des outils de coupe avec l'utilisation de LN_2 . Une relation entre débit de LN_2 et gain de durée de vie de la plaquette est relevée. Plus le débit d'azote liquide, vers la zone de coupe est élevé, moins l'usure des plaquettes en fonction du temps est prononcée.

4.3.2 Perspectives

Cette partie aborde, macroscopiquement, le fraisage avec assistance cryogénique par comparaison avec l'émulsion ou encore l'usinage à sec. Les résultats précédents montrent des tendances d'évolution et tentent d'apporter une réponse globale aux phénomènes observés. Cependant, afin d'expliquer plus précisément les phénomènes physiques régissant la coupe de matériaux réfractaires avec différentes méthodes d'assistance, il paraît indispensable d'élaborer des simulations numériques pour une meilleure aide à la compréhension. Des lois de comportement du

matériau et d'endommagement établis en fonction des paramètres de lubrification précédents permettraient d'élargir le champ d'explications. Une corrélation avec la génération de meilleures qualités de surface et une influence sur la tribologie mise en œuvre pourrait être établie.

L'étude développée au cours de ce chapitre ne met en jeu qu'un plan d'expériences aux bornes restreintes et avec un seul outil. Il serait intéressant d'élargir cette recherche avec d'autres outils et conditions de coupe associées. Ce volet sur le fraisage présente une simple passe de surfacage. D'autres opérations et stratégies d'usinage doivent être étudiées. Ce chapitre ne peut en aucun cas être exhaustif. De plus amples recherches doivent être menées dans divers domaines :

- Revêtement des outils coupant en usinage sous assistance cryogénique ;
- Stratégies des trajectoires et opérations d'usinage ;
- Optimisation et mesure des phases du fluide cryogénique en repère tournant ;
- Etc...

Conclusion générale et perspectives

L'assistance cryogénique en usinage est une technologie prometteuse mais encore difficile à maîtriser et à optimiser. Le nombre d'études et de publications scientifiques témoigne de l'intérêt suscité par le sujet. Cette thèse s'est articulée autour de deux axes principaux. Le premier consiste à comprendre la physique en amont de l'usinage liée à la pulvérisation de LN₂ sur des matériaux usinants et usinés. Le second axe consiste en une résolution des verrous technologiques liés à l'acheminement de ce fluide cryogénique vers l'interface outil/pièce en tournage discontinu et en fraisage. Des études expérimentales, tenant compte des progrès réalisés précédemment, ont été proposées.

Le premier chapitre présente l'état de l'art de l'assistance cryogénique en usinage au sens large. Les résultats présentés sont parfois contradictoires et témoignent d'une faible maturité de la technologie. Des points clés et verrous technologiques apparaissent pour lesquels il est nécessaire d'insister au cours de ces travaux de thèse. Les domaines d'études tels que la température, l'usure des outils ou encore les contraintes résiduelles tendent à un accord. Cependant, l'intégrité de surface des matériaux usinés, la morphologie des copeaux ou encore les coefficients convectifs mis en œuvre, sont des sujets de discorde. Les aspects fondamentaux sont développés. Ils ouvrent la perspective d'une étude expérimentale visant à comprendre l'histoire thermique des matériaux usinant et usiné face à la projection de LN₂. Cet état de l'art, non-exhaustif, met en évidence des verrous scientifiques et technologiques. Ceci constitue des domaines d'investigation larges et encore non résolus.

Le besoin d'optimisation de l'acheminement de LN₂ dans les zones désirées pendant l'usinage est essentiel et nécessite une compréhension phénoménologique de l'assistance cryogénique. Dans un second temps, un standard de comparaison des essais doit être établi afin de transférer vers l'industriel une base d'étude viable dans un domaine défini. Ce sont donc trois axes, constituant chacun un chapitre, qui ont été proposés en vue de répondre à ces verrous scientifiques et technologiques :

- Etude phénoménologique de la projection d'azote liquide pour l'assistance à l'usinage ;
- Etude de l'influence des paramètres de coupe et des stratégies de lubrification adaptées par approche expérimentale en tournage discontinu d'un alliage Ti6Al4V ;
- Etude d'une opération de fraisage avec assistance cryogénique.

Le second chapitre expose les travaux focalisés sur la compréhension des phénomènes déterminants lors de l'utilisation d'azote liquide pour assistance à l'usinage. Le développement se concentre sur un aspect thermodynamique par un raisonnement analytique afin de mettre en évidence les facteurs influençant l'utilisation de fluides cryogéniques. Une analyse dimensionnelle a permis de comprendre la dépendance du LN₂ aux facteurs de quantité de phase et de pression. Une modélisation

CFD concernant la circulation de LN₂ dans des conduites simples a alors montré que la géométrie des tubes et les paramètres d'entrée du fluide cryogénique influencent la température de sortie et par conséquent l'efficacité associée. Une modélisation mathématique visant à la prédiction du coefficient d'échange thermique h (W/m².K) en fonction du niveau choisi des facteurs d'entrée de projection de LN₂ est proposée. Ce raisonnement permet de déduire que h est essentiellement piloté par les facteurs associés au débit de LN₂.

Le troisième chapitre aborde une transition entre les compréhensions phénoménologiques acquises et le fraisage assisté par cryogénie. Une étude sur un cas de tournage discontinu est proposée. Cette expérimentation simplifie la mise en place d'une instrumentation en effort et température avec l'acheminement du LN₂ dans un repère outil fixe. Des essais COM en tournage ont été menés dans un premier temps. Dans un second temps, une étude sur la coupe interrompue en tournage par analogie avec le fraisage est proposée. Les différentes réponses mesurées sont dépendantes de la stratégie d'assistance adoptée et de la géométrie des éprouvettes discontinues. Plus le débit de LN₂ est fort, plus les efforts de coupe augmentent et meilleur est l'état de surface, avec des températures mesurées plus faibles. Une analyse statistique propose un bilan sur ces essais. Elle met en avant l'efficacité accrue du LN₂ avec un fort débit et une faible profondeur de passe.

Le dernier chapitre propose une étude en fraisage du Ti6Al4V avec assistance cryogénique. Il s'agit de la dernière étape de ce projet de thèse visant à réaliser ces essais de fraisage dans des conditions optimisées pour cette technologie en cumulant les connaissances exposées dans les chapitres précédents. Un verrou technologique a été levé pour permettre l'acheminement de LN₂ par centre broche. Une fraiseuse à commande numérique à axe horizontal a été dédiée à ces expérimentations. Ces dernières sont déclinées en deux volets principaux. Dans un premier temps, après des essais COM, un plan d'expériences est mis en place. Des mesures d'efforts, de températures dans l'outil et d'états de surface sont réalisées. Comme pour les précédentes études, les efforts augmentent avec l'utilisation de LN₂ comparés à ceux de l'émulsion. Les qualités de surface générées sont meilleures. Enfin, des essais d'usure comparatifs montrent la dépendance des conditions d'assistance à l'usinage sur la durée de vie des plaquettes. Les résultats montrent une nette amélioration dans le cas d'une assistance cryogénique.

Les perspectives envisagées à la suite de ces travaux de thèse peuvent être multiples. Beaucoup de travail reste à accomplir avant de prétendre à une industrialisation du fraisage assisté par cryogénie. Les travaux présentés dans ce document ne sont que les prémices d'études plus détaillées sur des sujets particuliers de cette technologie. Les essais en cas réel d'industrialisation et les caractérisations nécessaires à un transfert ne sont que la partie ultime de la migration d'une nouvelle technologie vers les entreprises de production.

Plusieurs points d'ouverture de ce travail peuvent être esquissés en vue d'une amélioration constante des procédés d'usinage avec assistance cryogénique :

- Les simulations CFD menées n'ont permis de comprendre que l'impact de la thermique sur les matériaux mis en œuvre. Les coefficients convectifs associés aux paramètres de projections ont pu être déterminés. Cependant, la procédure expérimentale ne propose qu'un cas simpliste. Il est évident que les mécanismes thermomécaniques de la coupe s'ajoutent aux effets du refroidissement. Des simulations complémentaires sont nécessaires. Dans un premier temps, une mise en œuvre de ces phénomènes dans un modèle numérique de la coupe éprouvé peut apporter des compréhensions supplémentaires. Dans un second temps, des co-simulations entre CFD et simulation de la coupe sont nécessaires.
- La conception des outils et porte-outils dédiés à l'assistance cryogénique doit être encore améliorée. L'optimisation des canaux internes de lubrification n'est pas suffisante. Fabriquer des outils avec des matériaux réfractaires et entièrement isolés peut bonifier l'efficacité du LN₂. Dans un second temps, la piste des matériaux d'outils et de leurs revêtements reste à étudier.
- Au cours de ce projet, seuls deux porte-outils avec plaquettes associées ont été utilisés. Il serait nécessaire de tester une large gamme afin de comparer les différentes géométries des paramètres de coupe à adopter dans le cas d'usinage assisté par cryogénie. De plus, seules deux opérations distinctes ont été abordées : le chariotage et le surfacage. Une plus large étude complémentaire sur les procédés d'usinage peut être envisagée. Il est probable que des opérations confinées telles que l'alésage ou la réalisation de poche ne donnent pas les mêmes résultats qu'une simple passe linéaire sur une éprouvette.
- Les stratégies de placement d'outil et de régulation instantanée du LN₂ sont des sujets d'importance dans l'optimisation des procédés. Les cycles d'usinage avec les trajectoires d'outils doivent être réfléchis. L'apparition de bavures avec l'assistance cryogénique peut poser problème.

Les perspectives sont donc nombreuses. Les résultats de ces travaux de thèse, corrélés à la revue bibliographique laissent à penser que la disparité constatée des résultats est le fruit d'un manque d'études sur le sujet. La technologie, encore peu étudiée dans le sens physique du phénomène, a un avenir prometteur mais nécessite un recul certain.

Références bibliographiques

- [Adler et al. 06] D.P. Adler, W.-S. Hii, D.J. Michalek and J.W. Sutherland. *Examining the role of cutting fluids in machining and efforts to address associated environmental/health concerns*. Machining Science and technology, Vol. 10, No. 1, pp.23–58, 2006.
- [Agroum 14] R. Agroum. *Discrétisation spectrale des équations de Navier-Stokes couplées avec l'équation de la chaleur*. Thèse, Université Pierre et Marie Curie - Paris VI, 2014
- [Allaire 05] G. Allaire. *Analyse numérique et optimisation: une introduction à la modélisation mathématique et à la simulation numérique*. Editions Ecole Polytechnique, 2005.
- [Ameel 97] T.A. Ameel. *Average effects of forced convection over a flat plate with an unheated starting length*. International Communications in Heat and Mass Transfer, Vol. 24, No. 8, pp.1113–1120, 1997.
- [Aramcharoen 16] A. Aramcharoen. *Influence of Cryogenic Cooling on Tool Wear and Chip Formation in Turning of Titanium Alloy*. Procedia CIRP, Vol. 46, pp.83–86, 2016.
- [Balasubramanian et al. 02] S. Balasubramanian and L. Anand. *Plasticity of initially textured hexagonal polycrystals at high homologous temperatures: application to titanium*. Acta Materialia, Vol. 50, No. 1, pp.133–148, 2002.
- [Barron 99] R.F. Barron. *Cryogenic heat transfer*. Philadelphia, PA, Taylor and Francis, 1999. ISBN 1-56032-551-8
- [Barron et al. 65] R.F. Barron and L.S. Han. *Heat and Mass Transfer to a Cryosurface in Free Convection*. Journal of Heat Transfer, Vol. 87, No. 4, pp.499–506, 1965.
- [Baudouy et al. 14] B. Baudouy, G. Defresne, P. Duthil and J.-P. Thermeau. *Propriétés des matériaux à basse température*. Techniques de l'ingénieur Froid : cryogénie, applications industrielles et

- périphériques, Vol. base documentaire : TIB596DUO., No. ref. article : be9811, 2014.
- [Bejan et al. 03] A. Bejan and A.D. Kraus. *Heat Transfer Handbook*. John Wiley & Sons, 2003.
- [Bermingham et al. 11] M.J. Bermingham, J. Kirsch, S. Sun, S. Palanisamy and M.S. Dargusch. *New observations on tool life, cutting forces and chip morphology in cryogenic machining Ti-6Al-4V*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 51, No. 6, pp.500–511, 2011.
- [Bermingham et al. 12] M.J. Bermingham, S. Palanisamy, D. Kent and M.S. Dargusch. *A comparison of cryogenic and high pressure emulsion cooling technologies on tool life and chip morphology in Ti-6Al-4V cutting*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 212, No. 4, pp.752–765, 2012.
- [Biance et al. 03] A.-L. Biance, C. Clanet and D. Quéré. *Leidenfrost drops*. Physics of Fluids, Vol. 15, No. 6, pp.1632, 2003.
- [Bissey 05] S. Bissey. *Développement d'un modèle d'efforts de coupe applicable à des familles d'outils : cas du fraisage des aciers traités thermiquement*. Thèse, Paris, ENSAM, 2005.
- [Brinksmeier et al. 15] E. Brinksmeier, D. Meyer, A.G. Huesmann-Cordes and C. Herrmann. *Metalworking fluids—Mechanisms and performance*. CIRP Annals-Manufacturing Technology, Vol. 64, No. 2, pp.605–628, 2015.
- [Campbell 08] F.C. Campbell. *Elements of Metallurgy and Engineering Alloys*. ASM International, 2008.
- [Carslaw et al. 86] H.S. Carslaw and J.C. Jaeger. *Conduction of Heat in Solids*. Clarendon Press, 1986.
- [Cassin et al. 65] C. Cassin and G. Boothroyd. *Lubricating action of cutting fluids*. Journal of mechanical engineering science, Vol. 7, No. 1, pp.67–81, 1965.
- [CD Adapco 14] CD Adapco. *StarCCM+ User Guide*. 2014.
- [Chiu et al. 05] S.-L. Chiu and T.-H. Lin. *Experiment on the dynamics of a compound drop impinging on a hot surface*. Physics of Fluids (1994-present), Vol. 17, No. 12, pp.122103, 2005.

- [Clausing 90] A.M. Clausing. *Convective heat transfer research using a cryogenic environment*. Cryogenics, Vol. 30, No. 4, pp.335–340, 1990.
- [Collier et al. 94] J.G. Collier and J.R. Thome. *Convective Boiling and Condensation*. Clarendon Press, 1994.
- [Collings 84] E.W. Collings. *The physical metallurgy of titanium alloys*. American Society for Metals, 1984.
- [Combres 99] Y. Combres. *Propriétés du titane et de ses alliages*. Techniques de l'ingénieur, base documentaire: TIB596DUO, No. article: m557, 1999.
- [Cordes et al. 14] S. Cordes, F. Hübner and T. Schaarschmidt. *Next Generation High Performance Cutting by Use of Carbon Dioxide as Cryogenics*. Procedia CIRP, Vol. 14, pp.401–405, 2014.
- [Courbon et al. 13] C. Courbon, F. Pusavec, F. Dumont, J. Rech and J. Kopac. *Tribological behaviour of Ti6Al4V and Inconel718 under dry and cryogenic conditions—Application to the context of machining with carbide tools*. Tribology International, Vol. 66, pp.72–82, 2013.
- [Cowley et al. 62a] C.W. Cowley, W.J. Timson and J.A. Sawdye. *A method for improving heat transfer to a boiling fluid*. Industrial and Engineering Chemistry, Process Design and Development, Vol. 1, No. 2, 1962.
- [Cowley et al. 62b] C.W. Cowley, W.J. Timson and J.A. Sawdye. *A method for improving heat transfer to a cryogenic fluid*. In *Advances in Cryogenic Engineering*, 385–390. Springer, 1962
- [Dagnelie 13] P. Dagnelie. *Statistique théorique et appliquée. Tome 1. Statistique descriptive et bases de l'inférence statistique*. De Boeck Université, 2013.
- [Dewitte 06] J. Dewitte. *Modélisation de l'impact d'un brouillard de gouttes en évaporation et sous pression sur une paroi chauffée*. Thèse, Toulouse, Ecole nationale supérieure de l'aéronautique et de l'espace, 2006
- [Dhar et al. 01] N.R. Dhar, S. Paul and A.B. Chattopadhyay. *The influence of cryogenic cooling on tool wear, dimensional accuracy and surface finish in turning*

- AISI 1040 and E4340C steels. *Wear*, Vol. 249, No. 10, pp.932–942, 2001.
- [Dhar et al. 02] N.R. Dhar, S. Paul and A.B. Chattopadhyay. *Machining of AISI 4140 steel under cryogenic cooling—tool wear, surface roughness and dimensional deviation*. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 123, No. 3, pp.483–489, 2002.
- [Dilip Jerold et al. 12] B. Dilip Jerold and M. Pradeep Kumar. *Experimental comparison of carbon-dioxide and liquid nitrogen cryogenic coolants in turning of AISI 1045 steel*. *Cryogenics*, Vol. 52, No. 10, pp.569–574, 2012.
- [Donachie 88] M.J. Donachie. *Titanium: a technical guide*. ASM International, 1988.
- [Dreitser 03] G.A. Dreitser. *Modern Problems of Cryogenic Heat Transfer and its Enhancement (Generalization of Experimental Results, Practical Recommendations and Different Applications)*. In S. Kakaç, H. F. Smirnov and M. R. Avelino (eds) *Low Temperature and Cryogenic Refrigeration*. NATO Science Series, 201–220. Springer Netherlands, 2003
- [El Baradie 96] M.A. El Baradie. *Cutting fluids: Part I. characterisation*. *Journal of materials processing technology*, Vol. 56, No. 1–4, pp.786–797, 1996.
- [Ezugwu et al. 99] E.O. Ezugwu, Z.M. Wang and A.R. Machado. *The machinability of nickel-based alloys: a review*. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 86, No. 1–3, pp.1–16, 1999.
- [Fabre 13] D. Fabre. *Characterization of cutting tool wear in cryogenically assisted machining of Inconel 718*. Master, ENISE, ENSAM Cluny, 2013.
- [Fromentin 12] G. Fromentin. *Method for optimizing the working conditions of a cutting tool*. 2012.
- [Gabriele et al. 77] G.A. Gabriele and K.M. Ragsdell. *The Generalized Reduced Gradient Method: A Reliable Tool for Optimal Design*. *Journal of Engineering for Industry*, Vol. 99, No. 2, pp.394–400, 1977.
- [Gottfried et al. 66] B.S. Gottfried, C.J. Lee and K.J. Bell. *The leidenfrost phenomenon: film boiling of liquid*

- droplets on a flat plate.* International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 9, No. 11, pp.1167–1188, 1966.
- [Hibiki et al. 03] T. Hibiki and M. Ishii. *One-dimensional drift-flux model and constitutive equations for relative motion between phases in various two-phase flow regimes.* International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 46, No. 25, pp.4935–4948, 2003.
- [Hong et al. 93] H. Hong, A.T. Riga, J.M. Gahoon and C.G. Scott. *Machinability of steels and titanium alloys under lubrication.* Wear, Vol. 162–164, Part A, pp.34–39, 1993.
- [Hong et al. 99] S.Y. Hong, Y. Ding and R.G. Ekkens. *Improving low carbon steel chip breakability by cryogenic chip cooling.* International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 39, No. 7, pp.1065–1085, 1999.
- [Hong, Ding et al. 01] S.Y. Hong, Y. Ding and W. Jeong. *Friction and cutting forces in cryogenic machining of Ti–6Al–4V.* International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 41, No. 15, pp.2271–2285, 2001.
- [Hong, Markus et al. 01] S.Y. Hong, I. Markus and W. Jeong. *New cooling approach and tool life improvement in cryogenic machining of titanium alloy Ti-6Al-4V.* International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 41, No. 15, pp.2245–2260, 2001.
- [Hong, Zhao et al. 99] S.Y. Hong and Z. Zhao. *Thermal aspects, material considerations and cooling strategies in cryogenic machining.* Clean Products and Processes, Vol. 1, No. 2, pp.107–116, 1999.
- [Hriberšek et al. 16] M. Hriberšek, V. Šajin, F. Pušavec, J. Rech and J. Kopač. *The Procedure of Solving the Inverse Problem for Determining Surface Heat Transfer Coefficient between Liquefied Nitrogen and Inconel 718 Workpiece in Cryogenic Machining.* Strojniški vestnik - Journal of Mechanical Engineering, Vol. 62, No. 6, pp.331–339, 2016.
- [Islam et al. 13] M.N. Islam, J.M. Anggono, A. Pramanik and B. Boswell. *Effect of cooling methods on dimensional accuracy and surface finish of a turned titanium part.* The International Journal of Advanced

- Manufacturing Technology, Vol. 69, No. 9–12, pp.2711–2722, 2013.
- [Jawahir et al. 16] I.S. Jawahir, H. Attia, D. Biermann, J. Duflou, F. Klocke, D. Meyer, S.T. Newman, F. Pusavec, M. Putz, J. Rech et al. *Cryogenic manufacturing processes*. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Vol. 65, No. 2, pp.713–736, 2016.
- [Jerold et al. 13] B.D. Jerold and M.P. Kumar. *The Influence of Cryogenic Coolants in Machining of Ti-6Al-4V*. Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 135, No. 3, pp.031005–031005, 2013.
- [Jin et al. 09] T. Jin, J. Hong, H. Zheng, K. Tang and Z. Gan. *Measurement of boiling heat transfer coefficient in liquid nitrogen bath by inverse heat conduction method*. Journal of Zhejiang University SCIENCE A, Vol. 10, No. 5, pp.691–696, 2009.
- [Kaganer et al. 67] M.G. Kaganer, Y.V. Ustinovich, V.I. Kozheurov and Z.L. Levina. *Vessels for the storage and transport of liquid oxygen and nitrogen*. Chemical and Petroleum Engineering, Vol. 3, No. 12, pp.918–922, 1967.
- [Karl et al. 00] A. Karl and A. Frohn. *Experimental investigation of interaction processes between droplets and hot walls*. Physics of Fluids (1994-present), Vol. 12, No. 4, pp.785–796, 2000.
- [Kaynak et al. 13] Y. Kaynak, H.E. Karaca, R.D. Noebe and I.S. Jawahir. *Tool-wear analysis in cryogenic machining of NiTi shape memory alloys: A comparison of tool-wear performance with dry and MQL machining*. Wear, Vol. 306, No. 1–2, pp.51–63, 2013.
- [Kaynak et al. 14] Y. Kaynak, T. Lu and I.S. Jawahir. *Cryogenic Machining-Induced Surface Integrity: A Review and Comparison with Dry, MQL, and Flood-Cooled Machining*. Machining Science and Technology, Vol. 18, No. 2, pp.149–198, 2014.
- [Kays et al. 05] W.M. Kays, M.E. Crawford and B. Weigand. *Convective heat and mass transfer*. Boston, McGraw-Hill Higher Education, 2005.

- [Klocke et al. 12] F. Klocke, A. Krämer, H. Sangermann and D. Lung. *Thermo-Mechanical Tool Load during High Performance Cutting of Hard-to-Cut Materials*. Procedia CIRP, Vol. 1, pp.295–300, 2012.
- [Klocke et al. 13] F. Klocke, D. Lung, A. Krämer, T. Cayli and H. Sangermann. *Potential of modern lubricoolant strategies on cutting performance*. In *Key Engineering Materials*, 2062–2071. Trans Tech Publ, 2013
- [Langre 01] E. de Langre. *Fluides et solides*. Editions Ecole Polytechnique, 2001.
- [Lauder et al. 74] B.E. Lauder and B.I. Sharma. *Application of the energy-dissipation model of turbulence to the calculation of flow near a spinning disc*. Letters in Heat and Mass Transfer, Vol. 1, No. 2, pp.131–137, 1974.
- [Lazoglu et al. 17] I. Lazoglu, G. Poulachon, C. Ramirez, M. Akmal, B. Marcon, F. Rossi, J.C. Outeiro and M. Krebs. *Thermal analysis in Ti-6Al-4V drilling*. CIRP Annals, Vol. 66, No. 1, pp.105–108, 2017.
- [Leidenfrost 56] J.G. Leidenfrost. *De aquae communis nonnullis qualitatibus tractatus*. Ovenius, 1756.
- [Lequien et al. 16] P. Lequien, G. Poulachon, J.C. Outeiro and J. Rech. *Characterization of liquid nitrogen jet in cryogenic machining*. Conférence HSM Metz, 2016
- [Lequien et al. 17] P. Lequien, G. Poulachon, J. Rech and J.C. Outeiro. *Hybrid experimental/modelling methodology for identifying the convective heat transfer coefficient in cryogenic assisted machining*. 2017, DOI 10.1016, ISSN 1359-4311.
- [Leyens et al. 03] C. Leyens and M. Peters eds. *Titanium and titanium alloys: fundamentals and applications*. Weinheim : [Chichester, Wiley-VCH ; John Wiley] (distributor), 2003.
- [Locatelli et al. 93] M. Locatelli, A. Bui, B. Hébral, F. Kircher, Y. Laumond and J. Verdier. *Cryogénie : propriétés physiques aux basses températures*. No. ref. article : b2381, 1993.
- [Machai et al. 11] C. Machai and D. Biermann. *Machining of β -titanium-alloy Ti-10V-2Fe-3Al under cryogenic conditions: Cooling with carbon dioxide snow*.

- Journal of Materials Processing Technology, Vol. 211, No. 6, pp.1175–1183, 2011.
- [Madanchi et al. 15] N. Madanchi, D. Kurle, M. Winter, S. Thiede and C. Herrmann. *Energy Efficient Process Chain: The Impact of Cutting Fluid Strategies*. Procedia CIRP, Vol. 29, pp.360–365, 2015.
- [Marcel 11] T. Marcel. *Simulation numérique et modélisation de la turbulence statistique et hybride dans un écoulement de faisceau de tubes à nombre de Reynolds élevé dans le contexte de l'interaction fluide-structure*. 2011
- [Mohajer et al. 16] B. Mohajer and P. Albertelli. *Development of a CFD solver for simulating the cavitating nitrogen flow inside a cutting tool in cryogenic turning*. 2016.
- [Musfirah et al. 15] A.H. Musfirah, J.A. Ghani, C.C. Haron and M.S. Kasim. *Effect of cutting parameters on cutting zone in cryogenic high speed milling of Inconel 718 alloy*. Jurnal Teknologi, Vol. 77, No. 27, 2015.
- [Nalbant et al. 11] M. Nalbant and Y. Yildiz. *Effect of cryogenic cooling in milling process of AISI 304 stainless steel*. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, Vol. 21, No. 1, pp.72–79, 2011.
- [NF E66-520-1 97] NF E66-520-1. *NF E66-520-1*. 1997.
- [NF E66-520-4 97] NF E66-520-4. *NF E66-520-4 Norme Française. Partie 4: Mode d'obtention du couple outil-matière en tournage*. 1997.
- [NF E66-520-6 97] NF E66-520-6. *Norme Française. Partie 6: Mode d'obtention du couple outil-matière en fraisage. NF E66-520-6. 1997*. 1997.
- [Outeiro et al. 15] J.C. Outeiro, P. Lenoir and A. Bosselut. *Thermo-mechanical effects in drilling using metal working fluids and cryogenic cooling and their impact in tool performance*. Production Engineering, pp.1–12, 2015.
- [Outeiro et al. 08] J.C. Outeiro, J.C. Pina, R. M'Saoubi, F. Pusavec and I.S. Jawahir. *Analysis of residual stresses induced by dry turning of difficult-to-machine materials*. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Vol. 57, No. 1, pp.77–80, 2008.

- [Padet 16] J. Padet. *Convection thermique et massique Nombre de Nusselt: partie 1*. Techniques de l'ingénieur Transferts thermiques, Vol. base documentaire: TIB214DUO., No. ref. article: be8206, 2016.
- [Pervaiz 15] S. Pervaiz. *Numerical and experimental investigations of the machinability of Ti6Al4V*. 2015
- [Piroird 11] K. Piroird. *Dynamiques spéciales de gouttes non-mouillantes*. Ecole Polytechnique X, 2011
- [Pu et al. 12] Z. Pu, J.C. Outeiro, A.C. Batista, O.W. Dillon, D.A. Puleo and I.S. Jawahir. *Enhanced surface integrity of AZ31B Mg alloy by cryogenic machining towards improved functional performance of machined components*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 56, pp.17–27, 2012.
- [Pusavec et al. 11] F. Pusavec, H. Hamdi, J. Kopac and I.S. Jawahir. *Surface integrity in cryogenic machining of nickel based alloy—Inconel 718*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 211, No. 4, pp.773–783, 2011.
- [Pusavec et al. 12] F. Pusavec and J. Kopac. *System and method for delivery of liquid cryogenic fluid to machining tools*. Google Patents, 2012.
- [Pusavec et al. 10] F. Pusavec, P. Krajnik and J. Kopac. *Transitioning to sustainable production – Part I: application on machining technologies*. Journal of Cleaner Production, Vol. 18, No. 2, pp.174–184, 2010.
- [Pusavec et al. 10] F. Pusavec, D. Kramar, P. Krajnik and J. Kopac. *Transitioning to sustainable production – part II: evaluation of sustainable machining technologies*. Journal of Cleaner Production, Vol. 18, No. 12, pp.1211–1221, 2010.
- [Pusavec et al. 16a] F. Pusavec, T. Lu, C. Courbon, J. Rech, U. Aljancic, J. Kopac and I.S. Jawahir. *Analysis of the influence of nitrogen phase and surface heat transfer coefficient on cryogenic machining performance*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 233, pp.19–28, 2016.

- [Pusavec et al. 16b] F. Pusavec, T. Lu, C. Courbon, J. Rech, U. Aljancic, J. Kopac and I.S. Jawahir. *Analysis of the Influence of Nitrogen Phase and Surface Heat Transfer Coefficient on Cryogenic Machining Performance*. Journal of Materials Processing Technology, 2016.
- [Ramirez 17a] C. Ramirez. *Critères d'optimisation des alliages de TiTane pour améliorer leur USinabilité*. <http://www.theses.fr>, 2017.
- [Ramirez 17b] C. Ramirez. *Critères d'optimisation des alliages de TiTane pour améliorer leur USinabilité*. <http://www.theses.fr>, 2017.
- [Ravi 14] S. Ravi. *Performance evaluation of cryogenic liquid nitrogen as a coolant on the machining of tool steels in the milling process*. 2014.
- [Ravi et al. 11] S. Ravi and M. Pradeep Kumar. *Experimental investigations on cryogenic cooling by liquid nitrogen in the end milling of hardened steel*. Cryogenics, Vol. 51, No. 9, pp.509–515, 2011.
- [Rech et al. 13] J. Rech, P.J. Arrazola, C. Claudin, C. Courbon, F. Pusavec and J. Kopac. *Characterisation of friction and heat partition coefficients at the tool-work material interface in cutting*. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Vol. 62, No. 1, pp.79–82, 2013.
- [Reddy et al. 16] P.P. Reddy and A. Ghosh. *Some critical issues in cryo-grinding by a vitrified bonded alumina wheel using liquid nitrogen jet*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 229, pp.329–337, 2016.
- [Roberts 69] D.N. Roberts. *Studies of two-phase flow patterns by simultaneous X-ray and flash photography*. Citeseer, 1969.
- [Rueda Villegas 13] L. Rueda Villegas. *Simulation numérique directe de l'effet Leidenfrost*. 2013
- [Sadik et al. 16] M.I. Sadik, S. Isakson, A. Malakizadi and L. Nyborg. *Influence of Coolant Flow Rate on Tool Life and Wear Development in Cryogenic and Wet Milling of Ti-6Al-4V*. Procedia CIRP, Vol. 46, pp.91–94, 2016.

- [Scurlock 90] R.G. Scurlock. *A matter of degrees: a brief history of cryogenics*. Cryogenics, Vol. 30, No. 6, pp.483–500, 1990.
- [A. Shokrani et al. 12] A. Shokrani, V. Dhokia and S.T. Newman. *Environmentally conscious machining of difficult-to-machine materials with regard to cutting fluids*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 57, pp.83–101, 2012.
- [Shokrani et al. 14] A. Shokrani, V. Dhokia and S. Newman. *A techno-health study of the use of cutting fluids and future alternatives*. 24th international conference on flexible automation and intelligent manufacturing (*FAIM 2014*), University of Bath, 2014
- [Shokrani et al. 12] Shokrani, V. Dhokia, S.T. Newman and R. Imani-Asrai. *An Initial Study of the Effect of Using Liquid Nitrogen Coolant on the Surface Roughness of Inconel 718 Nickel-Based Alloy in CNC Milling*. Procedia CIRP, Vol. 3, pp.121–125, 2012.
- [Spiegler et al. 63] P. Spiegler, J. Hopenfeld, M. Silberberg, C.F. Bumpus Jr. and A. Norman. *Onset of stable film boiling and the foam limit*. International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 6, No. 11, pp.987–989, 1963.
- [Sun et al. 10] S. Sun, M. Brandt and M.S. Dargusch. *Machining Ti-6Al-4V alloy with cryogenic compressed air cooling*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 50, No. 11, pp.933–942, 2010.
- [Tahri et al. 17] C. Tahri, P. Lequien, J.C. Outeiro and G. Poulachon. *CFD Simulation and Optimize of LN2 Flow Inside Channels Used for Cryogenic Machining: Application to Milling of Titanium Alloy Ti-6Al-4V*. Procedia CIRP, Vol. 58, pp.584–589, 2017.
- [Tanaka et al. 09] Y. Tanaka, T. Furusawa, M. Nakauchi and K. Nagashima. *Heat transfer characteristics under cryogenic, low pressure environments*. Physica C: Superconductivity, Vol. 469, No. 15–20, pp.1862–1865, 2009.
- [Thornton 14] R.W. Thornton. *Investigating the effects of cryogenic processing on the wear performance and*

- microstructure of engineering materials*. PhD Thesis, University of Sheffield, 2014
- [Tsai et al. 98] H.H. Tsai and H. Hocheng. *Investigation of the transient thermal deflection and stresses of the workpiece in surface grinding with the application of a cryogenic magnetic chuck*. Journal of materials processing technology, Vol. 79, No. 1, pp.177–184, 1998.
- [Uehara et al. 68] K. Uehara and S. Kumagai. *Chip formation, surface roughness and cutting force in cryogenic machining*. Ann. CIRP, Vol. 17, No. 1, pp.409–416, 1968.
- [Umbrello et al. 12] D. Umbrello, F. Micari and I.S. Jawahir. *The effects of cryogenic cooling on surface integrity in hard machining: A comparison with dry machining*. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Vol. 61, No. 1, pp.103–106, 2012.
- [W. Rodi 91] W. Rodi. *Experience with two-layer models combining the k-epsilon model with a one-equation model near the wall*. In *29th Aerospace Sciences Meeting*. Aerospace Sciences Meetings, American Institute of Aeronautics and Astronautics, 1991
- [A.-B. Wang et al. 00] A.-B. Wang, C.-H. Lin and C.-C. Chen. *The critical temperature of dry impact for tiny droplet impinging on a heated surface*. Physics of Fluids (1994-present), Vol. 12, No. 6, pp.1622–1625, 2000.
- [Z. Y. Wang et al. 00] Z.Y. Wang and K.P. Rajurkar. *Cryogenic machining of hard-to-cut materials*. Wear, Vol. 239, No. 2, pp.168–175, 2000.
- [Weinert et al. 04] K. Weinert, I. Inasaki, J.W. Sutherland and T. Wakabayashi. *Dry machining and minimum quantity lubrication*. CIRP Annals-Manufacturing Technology, Vol. 53, No. 2, pp.511–537, 2004.
- [Welsch et al. 93] G. Welsch, R. Boyer and E.W. Collings. *Materials Properties Handbook: Titanium Alloys*. ASM International, 1993.
- [Xia et al. 15] T. Xia, Y. Kaynak, C. Arvin and I.S. Jawahir. *Cryogenic cooling-induced process performance and surface integrity in drilling CFRP composite*

[Yalçın et al. 09]

material. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, pp.1–12, 2015.

B. Yalçın, A.E. Özgür and M. Koru. *The effects of various cooling strategies on surface roughness and tool wear during soft materials milling*. Materials & Design, Vol. 30, No. 3, pp.896–899, 2009.

[Yildiz et al. 08]

Y. Yildiz and M. Nalbant. *A review of cryogenic cooling in machining processes*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 48, No. 9, pp.947–964, 2008.

Annexe A : matériaux usinés et outils coupants

Cette étude concerne l'usinage de matériaux réfractaires. Elle cible en particulier l'alliage de Ti6Al4V, biphasé $\alpha + \beta$. Les difficultés d'usinage de cet alliage conduisent les industriels à chercher de nouveaux moyens et procédés de fabrication. Couramment utilisé dans les industries aéronautiques, médicales et nucléaires ce matériau est apprécié pour sa faible densité, sa résistance à la corrosion et la conservation des caractéristiques mécaniques sous de fortes variations de températures d'utilisation (cf. chapitre 1).

Afin de considérer les matériaux usinés comme étant homogènes, une vérification s'impose. Des essais de dureté sont effectués sur les éprouvettes livrées pour cette étude. Elles sont de formes prismatiques pour les essais de fraisage et cylindriques pour les essais de tournage. La Figure A.1 illustre la vérification de la dureté dans différentes directions de mesure.

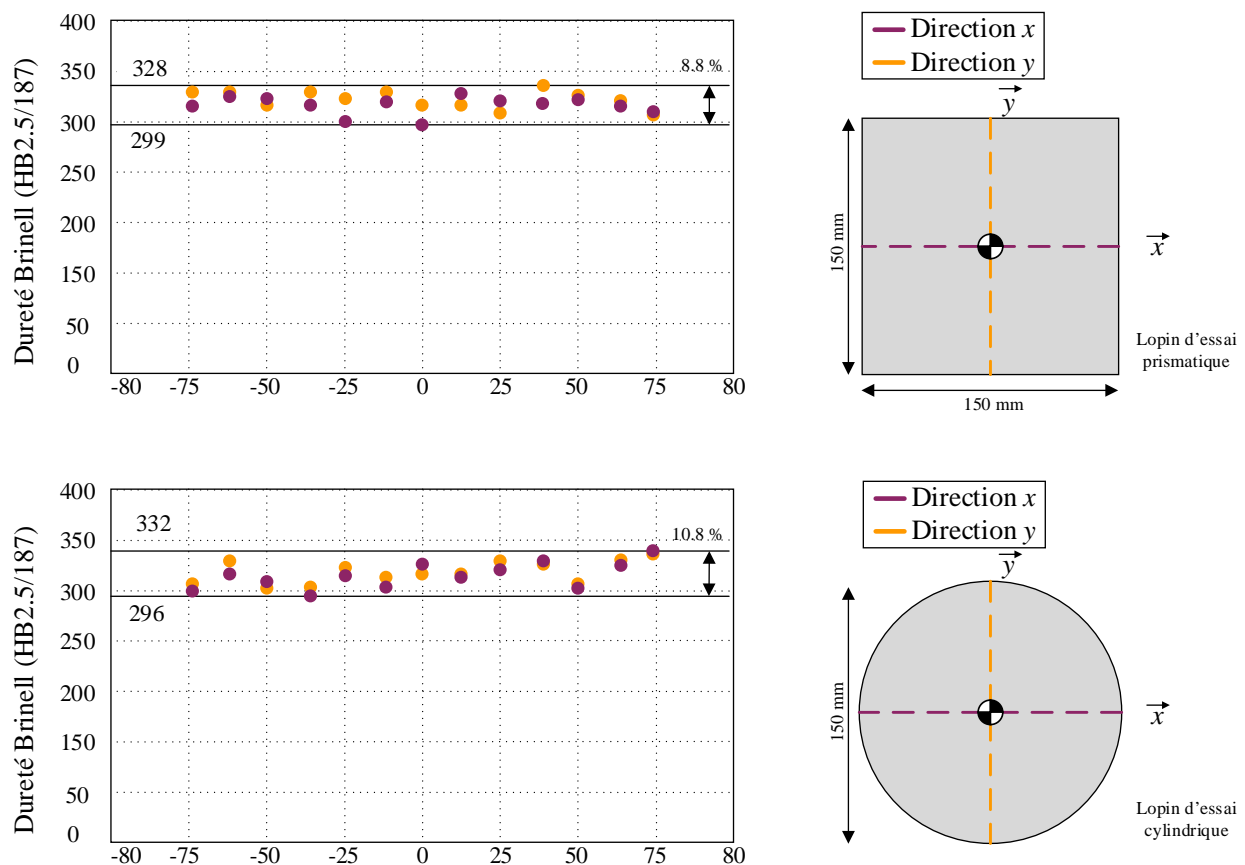


Figure A.1 : Mesure de la dureté de lopins d'essais en alliage Ti6Al4V

L'hypothèse d'homogénéité du matériau dans les cas présentés ci-dessus est donc validée.

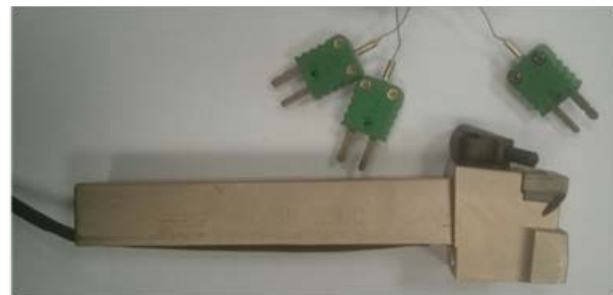
Au cours de ce projet, deux types d'outils sont principalement utilisés pour l'usinage d'un alliage de Ti6Al4V avec assistance cryogénique. Cette technologie nécessitant des modifications sur les conduites d'acheminement du LN₂, des porte-outils standards modifiés sont utilisés. L'ensemble de ces modifications sont décrites dans le corps du mémoire de thèse. Les détails sur les outils coupants sont explicités ci-après et récapitulés dans le [Tableau A-1](#) et illustrés par la [Figure A.2](#).

Abréviation	Définition	Unité	Plaquette tournage CNMG 120408 IC20	Plaquette fraisage HM90 APKT 1003PDR IC330
α_n	Angle de dépouille normal, observé dans P _n	[°]	5.9	6.5
γ_n	Angle de coupe normal, observé dans P _n	[°]	8.1	20.2
λ_s	Angle d'inclinaison d'arête observé dans P _s	[°]	6.5	16.6
r_ϵ	Rayon de bec de l'outil	[mm]	0.8	0.8
r_β	Rayon d'acuité d'arête de l'outil	[µm]	24.3	40.7

[Tableau A-1](#) : détails sur les outils coupants utilisés pour le projet



(a)



(b)

[Figure A.2](#) : Illustration des outils et porte outils : (a) plaquettes et corps de fraise Ø 40 mm ;
(b) plaquettes et porte-plaquettes de tournage

Annexe B : Chaine d'acquisition en tournage et fraisage

Une instrumentation appropriée est nécessaire afin d'obtenir des données expérimentales de qualité lors des campagnes expérimentales menées au cours de cette thèse. Il est essentiel de comprendre et de distinguer chaque aspect d'une chaîne d'acquisition pour procéder à des mesures rigoureuses et pertinentes. Les essais menés au cours de cette thèse ont tous eu recours à des capteurs de mesures expérimentales plus ou moins complexes pour sortir des données exploitables, renseignant sur les différentes problématiques fixées. Les figures suivantes exposent les chaînes d'acquisition mises en place pour la collecte des données expérimentales.

La [Figure B.1](#) illustre la chaîne d'acquisition mise en place pour les essais de tournage. Pour réaliser les essais COM, le retour d'information de la platine dynamométrique est utilisé par le logiciel AMC3 via des entrées et sorties analogiques. Même si l'entrée des informations d'efforts, pour le calcul de la pression spécifique de coupe peut se faire par la mesure de la puissance consommée de la broche via un wattmètre intégré, la platine de mesure d'efforts est choisie.

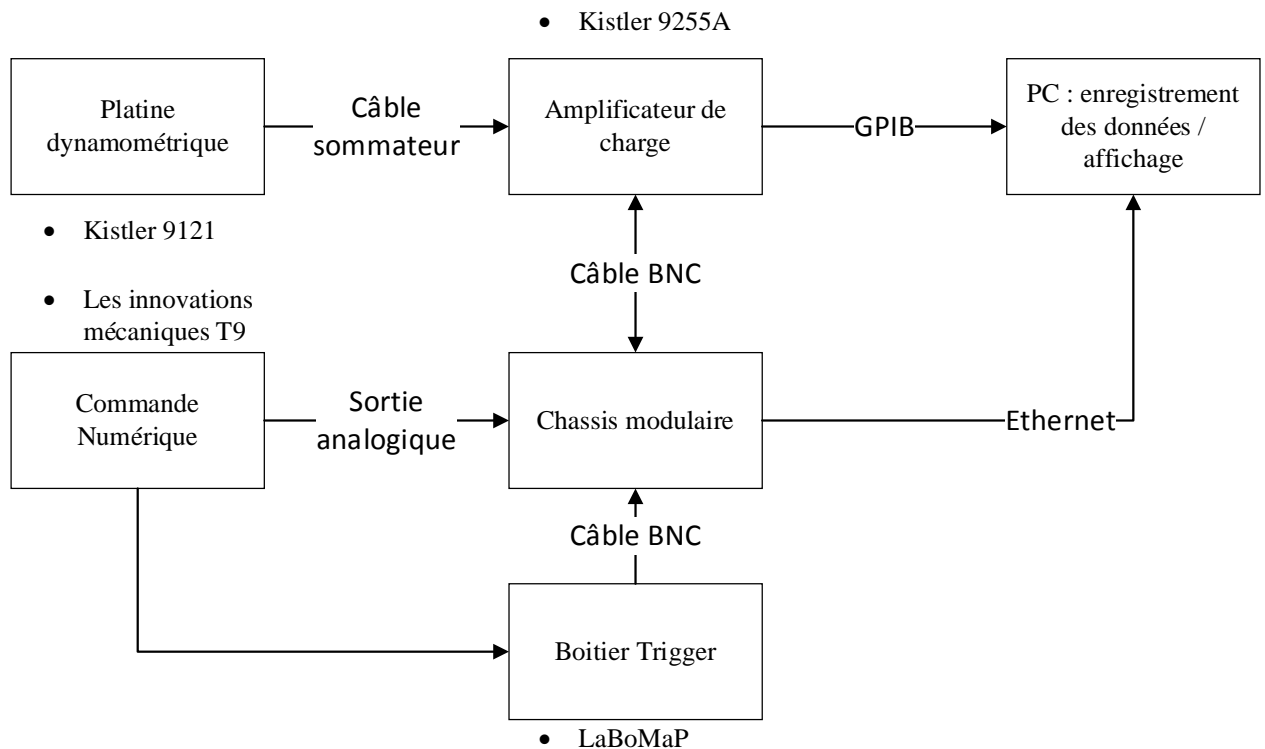
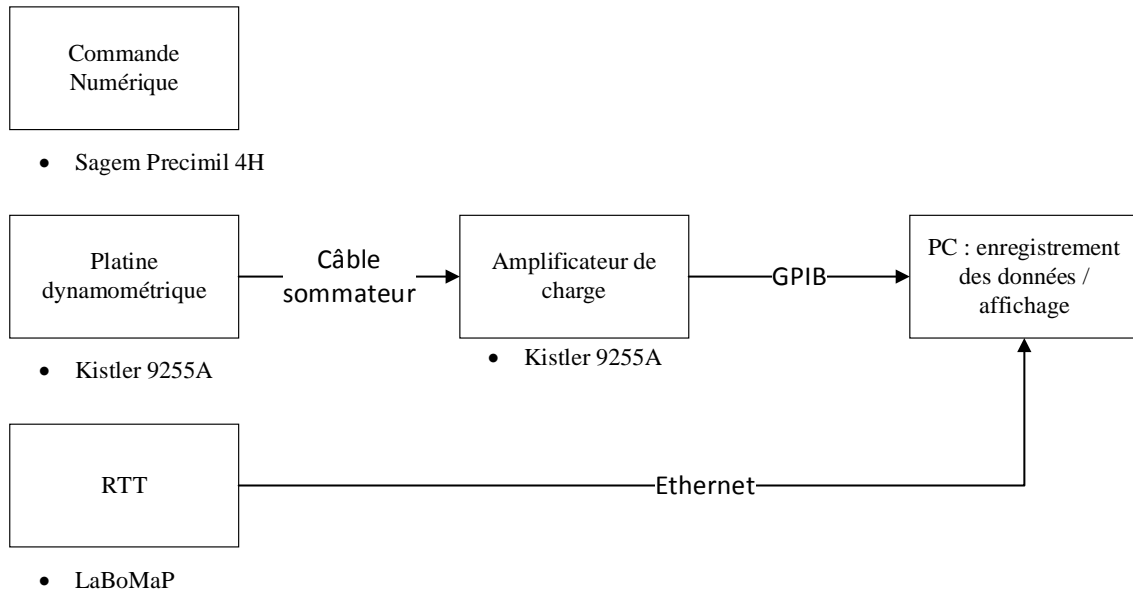


Figure B.1 : Chaine d'acquisition mise en place pour les essais de tournage

L'utilisation de la platine en condition d'assistance cryogénique oblige à certaines précautions. Des éléments d'isolation sont utilisés afin de limiter les dérives de mesures. Un test à vide est effectué toutes les 3 expériences afin de s'assurer de la fiabilité des mesures.

La [Figure B.2](#) présente la chaîne d'acquisition mise en place pour les essais de fraisage. La mesure d'efforts se fait de la même manière que précédemment. La mesure de température est effectuée par une instrumentation embarquée. Cette technologie est développée au sein du LaBoMaP. L'enregistrement des données se fait en temps chronométré. Une interface PC/RTT par Ethernet permet de régler les temps de mesures et de télécharger les données. Une synchronisation des horloges du RTT et d'acquisition permet alors de juxtaposer les enregistrements et de définir le point $t = 0$ s des mesures.



[Figure B.2](#) : Chaîne d'acquisition mise en place pour les essais de fraisage

La [Figure B.3](#) présente un schéma de fonction du RTT (Rotary Tool Temperature) utilisé pour les mesures de température en repère tournant lors d'une opération de perçage [Ramirez 17b, Lazoglu et al. 17].

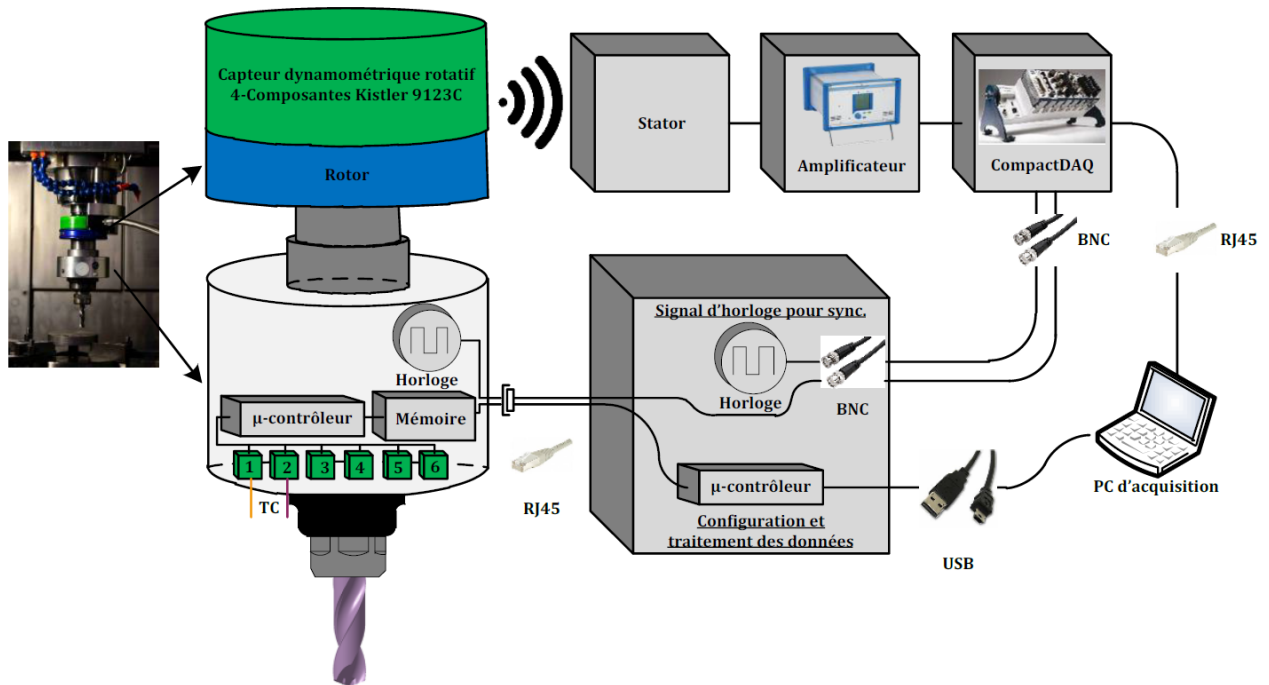


Figure B.3 : Fonctionnement du RTT

Le système peut être équipé de 6 thermocouples au maximum et a une précision de mesure de 0.18 °C. La fréquence d'acquisition maximale est de 2250 Hz.

Annexe C : Liste des essais de tournage discontinu et de fraisage

Essais de tournage discontinu :

Essai n°	Nb dents	Lubrification	V_c (m/min)	f (mm/tr)	a_p (mm)	Essai n°	Nb dents	Lubrification	V_c (m/min)	f (mf/tr)	a_p (mm)
1	2	Sec	30	0.1	1	31	2	LN_2 Ø3	30	0.2	2
2	2	Sec	55	0.1	1	32	2	LN_2 Ø3	55	0.2	2
3	2	Sec	30	0.2	1	33	4	Sec	30	0.1	1
4	2	Sec	55	0.2	1	34	4	Sec	55	0.1	1
5	2	Sec	30	0.1	2	35	4	Sec	30	0.2	1
6	2	Sec	55	0.1	2	36	4	Sec	55	0.2	1
7	2	Sec	30	0.2	2	37	4	Sec	30	0.1	2
8	2	Sec	55	0.2	2	38	4	Sec	55	0.1	2
9	2	Emulsion	30	0.1	1	39	4	Sec	30	0.2	2
10	2	Emulsion	55	0.1	1	40	4	Sec	55	0.2	2
11	2	Emulsion	30	0.2	1	41	4	Emulsion	30	0.1	1
12	2	Emulsion	55	0.2	1	42	4	Emulsion	55	0.1	1
13	2	Emulsion	30	0.1	2	43	4	Emulsion	30	0.2	1
14	2	Emulsion	55	0.1	2	44	4	Emulsion	55	0.2	1
15	2	Emulsion	30	0.2	2	45	4	Emulsion	30	0.1	2
16	2	Emulsion	55	0.2	2	46	4	Emulsion	55	0.1	2
17	2	LN_2 Ø1	30	0.1	1	47	4	Emulsion	30	0.2	2
18	2	LN_2 Ø1	55	0.1	1	48	4	Emulsion	55	0.2	2
19	2	LN_2 Ø1	30	0.2	1	49	4	LN_2 Ø1	30	0.1	1
20	2	LN_2 Ø1	55	0.2	1	50	4	LN_2 Ø1	55	0.1	1
21	2	LN_2 Ø1	30	0.1	2	51	4	LN_2 Ø1	30	0.2	1
22	2	LN_2 Ø1	55	0.1	2	52	4	LN_2 Ø1	55	0.2	1
23	2	LN_2 Ø1	30	0.2	2	53	4	LN_2 Ø1	30	0.1	2
24	2	LN_2 Ø1	55	0.2	2	54	4	LN_2 Ø1	55	0.1	2
25	2	LN_2 Ø3	30	0.1	1	55	4	LN_2 Ø1	30	0.2	2
26	2	LN_2 Ø3	55	0.1	1	56	4	LN_2 Ø1	55	0.2	2
27	2	LN_2 Ø3	30	0.2	1	57	4	LN_2 Ø3	30	0.1	1
28	2	LN_2 Ø3	55	0.2	1	58	4	LN_2 Ø3	55	0.1	1
29	2	LN_2 Ø3	30	0.1	2	59	4	LN_2 Ø3	30	0.2	1
30	2	LN_2 Ø3	55	0.1	2	60	4	LN_2 Ø3	55	0.2	1

Essai n°	Nb dents	Lubrification	V_c (m/min)	f (mm/tr)	a_p (mm)	Essai n°	Nb dents	Lubrification	V_c (m/min)	f (mm/tr)	a_p (mm)
61	4	LN_2 Ø3	30	0.1	2	91	6	LN_2 Ø3	30	0.2	1
62	4	LN_2 Ø3	55	0.1	2	92	6	LN_2 Ø3	55	0.2	1
63	4	LN_2 Ø3	30	0.2	2	93	6	LN_2 Ø3	30	0.1	2
64	4	LN_2 Ø3	55	0.2	2	94	6	LN_2 Ø3	55	0.1	2
65	6	Sec	30	0.1	1	95	6	LN_2 Ø3	30	0.2	2
66	6	Sec	55	0.1	1	96	6	LN_2 Ø3	55	0.2	2
67	6	Sec	30	0.2	1						
68	6	Sec	55	0.2	1						
69	6	Sec	30	0.1	2						
70	6	Sec	55	0.1	2						
71	6	Sec	30	0.2	2						
72	6	Sec	55	0.2	2						
73	6	Emulsion	30	0.1	1						
74	6	Emulsion	55	0.1	1						
75	6	Emulsion	30	0.2	1						
76	6	Emulsion	55	0.2	1						
77	6	Emulsion	30	0.1	2						
78	6	Emulsion	55	0.1	2						
79	6	Emulsion	30	0.2	2						
80	6	Emulsion	55	0.2	2						
81	6	LN_2 Ø1	30	0.1	1						
82	6	LN_2 Ø1	55	0.1	1						
83	6	LN_2 Ø1	30	0.2	1						
84	6	LN_2 Ø1	55	0.2	1						
85	6	LN_2 Ø1	30	0.1	2						
86	6	LN_2 Ø1	55	0.1	2						
87	6	LN_2 Ø1	30	0.2	2						
88	6	LN_2 Ø1	55	0.2	2						
89	6	LN_2 Ø3	30	0.1	1						
90	6	LN_2 Ø3	55	0.1	1						

Essais de fraisage :

Essai n°	Lubrification	V_c (m/min)	f_z (mm/dent)	a_p (mm)	a_e (mm)
1	Sec	30	0.1	1	20
2	Sec	60	0.1	1	20
3	Sec	30	0.2	1	20
4	Sec	60	0.2	1	20
5	Sec	30	0.1	2	20
6	Sec	60	0.1	2	20
7	Sec	30	0.2	2	20
8	Sec	60	0.2	2	20
9	Emulsion	30	0.1	1	20
10	Emulsion	60	0.1	1	20
11	Emulsion	30	0.2	1	20
12	Emulsion	60	0.2	1	20
13	Emulsion	30	0.1	2	20
14	Emulsion	60	0.1	2	20
15	Emulsion	30	0.2	2	20
16	Emulsion	60	0.2	2	20
17	LN_2 Ø1	30	0.1	1	20
18	LN_2 Ø1	60	0.1	1	20
19	LN_2 Ø1	30	0.2	1	20
20	LN_2 Ø1	60	0.2	1	20
21	LN_2 Ø1	30	0.1	2	20
22	LN_2 Ø1	60	0.1	2	20
23	LN_2 Ø1	30	0.2	2	20
24	LN_2 Ø1	60	0.2	2	20
25	LN_2 Ø3	30	0.1	1	20
26	LN_2 Ø3	60	0.1	1	20
27	LN_2 Ø3	30	0.2	1	20
28	LN_2 Ø3	60	0.2	1	20
29	LN_2 Ø3	30	0.1	2	20
30	LN_2 Ø3	60	0.1	2	20
31	LN_2 Ø3	30	0.2	2	20
32	LN_2 Ø3	60	0.2	2	20

Etude fondamentale de l'assistance cryogénique pour application au fraisage du Ti6Al4V

RESUME :

Les principaux challenges de l'industrie du futur sont de satisfaire à toujours plus d'exigences en termes de développement durable, d'optimisation des coûts et des délais. Les secteurs industriels fabriquant des produits à haute valeur ajoutée tels que l'aéronautique et le spatial, sont dans une perspective continue d'amélioration des produits manufacturés et des procédés. L'emploi de matériaux tels que des alliages de titane ou les superalliages à base de nickel devient courant. Ils sont cependant « complexes à usiner ». Les difficultés comme l'usure prématurée des outils, les déformations de pièces ou encore les mauvaises qualités de surface deviennent problématiques. C'est dans cette perspective que l'assistance cryogénique en usinage peut répondre à ces diverses questions. Cette technologie peut apporter les réponses aux exigences d'industrialisation : limitation des élévations de température, pas de nettoyage post-usinage et pas d'utilisation de fluides de coupe nocifs pour les opérateurs. Cela induit de nouvelles questions tel que l'acheminement du fluide cryogénique vers les zones souhaitées, l'optimisation du procédé ou encore l'impact du grand froid sur les outils et les pièces. De nouveaux verrous technologiques et scientifiques apparaissent. Cette thèse propose de les étudier.

Mots clés : Usinage ; Assistance cryogénique ; Azote liquide ; Fraisage ; Tournage

Fundamental study of cryogenic assistance for milling application of Ti6Al4V

ABSTRACT:

Main challenges for future industry will be to satisfy a growing demands in terms of sustainable development, optimization of costs and deadlines. Manufacturing products with high added value in aeronautics space or medical, are continuously improving their processes. The use of refractory alloy such as titanium or nickel-based alloys is common. It is complex to machine this kind of materials. Difficulties in the use of tools, parts deformations or poor surface qualities become problematic. In this perspective cryogenic machining assistance can answer the various problems. This technology can respond to industrializations requirements: limiting the rising temperature, no post-machining cleaning and no use of cutting fluids, harmful, for operators. This leads to new questions such as the routing of cryogenic fluid to the desired zones, process optimization and the impact of a cold fluid on tools and workpieces. New technological and scientific locks are emerging. This PhD thesis propose to study them.

Keywords: Machining; Cryogenic assistance; Liquid nitrogen; Milling; Turning

