



**HAL**  
open science

# USINAGE 5 AXES DE SURFACES GAUCHES CARACTÉRISÉES PAR UN CRITÈRE D'ÉTAT DE SURFACE ADAPTATIF.

Thomas Breteau

► **To cite this version:**

Thomas Breteau. USINAGE 5 AXES DE SURFACES GAUCHES CARACTÉRISÉES PAR UN CRITÈRE D'ÉTAT DE SURFACE ADAPTATIF.. Sciences de l'ingénieur [physics]. Ecole Centrale de Nantes (ECN), 2010. Français. NNT: . tel-00560042

**HAL Id: tel-00560042**

**<https://theses.hal.science/tel-00560042>**

Submitted on 27 Jan 2011

**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.

# Ecole Centrale de Nantes

## ÉCOLE DOCTORALE

Sciences Pour l'Ingénieur, Géosciences, Architecture

Année 2010

N° B.U. :

## THESE DE DOCTORAT

Spécialité : GENIE MECANIQUE, PRODUCTIQUE

Présentée et soutenue publiquement par :

THOMAS BRETEAU

Le 05 Novembre 2010

à l'Institut de Recherche de l'Ecole Navale, Lanvéoc Poulmic

## TITRE

**USINAGE 5 AXES DE SURFACES GAUCHES CARACTERISEES PAR UN CRITERE D'ETAT DE SURFACE ADAPTATIF.**

## JURY

Présidente :	LARTIGUE Claire	Professeur des Universités, LURPA, IUT de Cachan, Université Paris-Sud XI
Rapporteurs :	CAIGNAERT Guy DESSEIN Gilles	Professeur des Universités, LML, ENSAM Lille Professeur des Universités, LCPSI LGP, ENI de Tarbes
Examineurs :	DAMAY Thomas DUC Emmanuel HASCOËT Jean-Yves	Maître de conférences, IRENav, Lanvéoc-Poulmic Professeur des Universités, LaMI, IFMA Clermont-Ferrand Professeur des Universités, IRCCyN, Ecole Centrale de Nantes

---

Directeur de thèse : HASCOËT Jean-Yves  
Laboratoire : IRCCyN, UMR CNRS 6597, Nantes  
Encadrant : DAMAY Thomas  
Laboratoire : IRENav, EA 3634, Lanvéoc-Poulmic  
Co-encadrant : DUC Emmanuel  
Laboratoire : LaMI, EA 3867 - FR TIMS / CNRS 2856 , Clermont-Ferrand

N° ED : 498-140



*A mon Grand-père, Jean  
Avec qui évoquer la Marine et les hélices donnait un autre sens à ces travaux.*





---

# Remerciements

*P*our l'intérêt qu'ils ont porté à mes travaux je remercie en premier lieu l'équipe de mon jury. Je pense plus particulièrement à messieurs Caignaert G. et Dessein G. pour avoir accepté de relire mes travaux, d'en juger la qualité scientifique et pour leurs remarques, suggestions et questions qui les synthétisent au mieux. Je remercie également Claire Lartigue pour avoir assuré le rôle de présidente avec une rigueur cohérente avec la promiscuité militaire de la soutenance ; et puis . . . que ça fait plaisir une touche de féminité dans ce monde de méca !!

Dans un second temps je tiens à remercier Jean-Yves Hascoët, Thomas Damay et Emmanuel Duc pour m'avoir dirigé et encadré durant ces 3 années. A vous je dois l'idée même de cette thèse : allier usinage et fonctionnalité hydrodynamique. Jean-Yves merci pour la qualité de ta direction ; sans altérer la qualité du dialogue directeur-thésard tu as su me remettre dans la droite ligne lorsque je m'égarais et tu m'as inculqué des valeurs de travail que j'essaie d'honorer au quotidien. *Pertinence, multi-métiers, approche, méthode, aspect novateur, générique, valeur ajoutée. . .* sont maintenant des mots auxquels je sais donner une définition et surtout dont je comprends l'intérêt dans une démarche scientifique. Thomas, avec les mains ou avec deux feutres et un tableau (ici on a du bleu, là du rouge et qu'est-ce qu'on fait au milieu ?) tu as su être la personne répondant aux multiples questions que peut se poser un thésard au quotidien. Tu as su m'orienter et mettre les bonnes frontières à mon esprit d'apprentis chercheur parfois trop rêveur ; merci pour ton encadrement et ta personnalité qui vont me manquer. Si une thèse c'est des idées et des concepts, dans le cas présent c'est également des développements techniques. Emmanuel merci pour la transmission de tes connaissances autour du logiciel de CFAO support de ces travaux. Si j'avais un regret à formuler ce serait celui de n'avoir pas su collaborer scientifiquement davantage avec toi.

Basée sur une approche multimétiers de l'usinage cette thèse résulte d'échanges avec des personnes du domaine de l'usinage mais également de l'hydrodynamique. Je remercie tout particulièrement le Bassin d'Essais des Carènes (BEC) de Val de Reuil pour m'avoir ouvert ses portes et m'avoir

fourni les données sans lesquelles l'approche proposée dans ces travaux n'aurait pu être valorisée par l'application à un cas d'étude. Parmi les experts de l'hydrodynamique je pense également à Jacques-André Astolfi et Frédéric Hauville. Fred, merci de m'avoir appris les rudiments de l'hélicier et de m'avoir sensibilisé aux problématiques inhérentes à la conception des propulseurs. Jacques-André merci pour tes éclaircissements sur les notions de *couche limite*, *hauteur de rugosité*. . . qui ont eu un apport certain pour ces travaux. En outre, tu as su m'écouter et me remotiver lorsque j'étais dans mon passage du thésard "*j'en ai marre, ça n'avance pas je vais tout arrêter. . .*"; merci pour ta personnalité, aussi attachante que les paysages Corses.

Enfin je tiens à remercier Christophe Tournier, Sylvain Lavernhe et Yann Quinsat pour m'avoir donné envie d'aller toucher le monde de la recherche et sans qui cette thèse n'aurait certainement pas été réalisée.

Au delà du lieu de travail qu'était l'IRENav je quitte de nombreuses personnes que j'ai cotoyé et apprécié durant trois années. Elise, Magalie et Christine merci à toutes les trois pour la qualité de votre gestion secrétariale et pour votre sourire; je ne suis jamais allé au secrétariat avec autant de plaisir !! Luc : Brest Clermont-ferrand via Caen ; si si ça se fait !!! Marie-France : aaah les muffins ; au fait c'est quand ton anniversaire ?? Raymond, Bernard, Alain, Didier, Philippe et Jean-Michel merci pour votre appui technique. Vennec, Régis, Philippe, Yannick : il est passé par ici il repassera par là. . . merci pour votre soutien informatique. Enfin je remercie l'ensemble des acteurs du groupement d'équipes de recherche qu'est l'IRENav : le groupe SIG (Christophe, Rémy désolé de distraire de temps à autre votre thésarde) le groupe ASM (Rozenn, Sébastien, Abdel, Laurent, . . . suivez les ondes) et enfin le groupe M2EN dont je faisais partie.

Evoquer 3 ans de vie à l'IRENav ne peut se faire sans parler de vous, les thésards, âme de cet institut et sans qui je n'aurais certainement pas pris autant de plaisir dans l'accomplissement de ces travaux. Antoine, Marie-Laure et Christophe merci de m'avoir accueilli au sein de l'institut mais également sur la presqu'île, lieu magnifique mais parfois emprunt de solitude que j'ai aimé combattre à vos cotés. . . David, JC et Seb otez moi d'un doute l'homme descend du singe ou du phoque ? *\begin{Alsace}* Mathieu : LaTeX companion à l'humour irrésistible *\end{Alsace}*, Meriam : dieu que c'est bon les légumes, Laurent E. : un coeur gros comme un camion rouge et c'est pas peu dire, Seb P. : RRRAAHHHHH y ménervent. . . merci pour ton aide Matlabesque sans laquelle les expérimentations n'auraient pas été ce qu'elles sont, Thierry : pfou. . . Brest-Rouen c'est long mais avec la radio c'est tout de même plus agréable ;-), Laurent D. merci pour les discussions que nous avons pu avoir sur le développement durable, la réfection d'une maison, et bien d'autres sujets tout aussi intéressants. A travers toi et ta famille j'ai rencontré bien plus qu'un simple collègue

de bureau : de vrais amis. Faute de pouvoir être exhaustif je remercie en bref Rachel, Jean-Marie, Arianne, Salem, les Benoîts, Samuel, Sobhi... et tout ceux avec qui j'ai pu partager certains des nombreux instants de plaisir qui ont composé ma vie de thésard.

Lorsque l'opportunité de faire une thèse se présente plusieurs considérations viennent à l'esprit. Une thèse c'est évidemment un sujet de recherche mais c'est aussi une équipe encadrante, des moyens de recherche et un lieu de travail avec lesquels on doit évoluer durant trois années. Ainsi la clef de la réussite tient, au moins autant si ce n'est plus, de la bonne adéquation du thésard avec ces différents éléments qu'à ses capacités scientifiques. Si un point m'a perturbé durant ces trois années de thèse c'est bien le lieu de travail. En quittant Paris et la proximité de ma Normandie natale pour rejoindre Crozon j'ai laissé derrière moi une région mais aussi des amis (d'enfance, de l'ENS,...) et une famille. A la question : "*Mais, où est Crozon ?*" j'ai très vite appris à répondre par "*c'est loin de tout. . .*". Si je suis sorti par la bonne porte de cette thèse c'est aussi grâce à vous papa, maman, Pierre, Anaïs et David qui par votre écoute, votre soutien et vos visites m'avez aidé à combattre mon isolement Crozonnais. Merci à vous Alban et Virgine (Bise à Simon ;-)...), Sylvain et Solveig, Nico et Angélique, Romain et Elise pour l'amitié que vous me portez et pour laquelle vous n'avez pas hésité à franchir les nombreux kilomètres qui vous séparent de cette belle presqu'île.

Si les deux premières années furent difficiles la troisième le fut beaucoup moins. Merci à vous Christophe C. et Rémy T. pour le très bon recrutement que vous avez fait en 2008. Je ne suis pas sûr que mon avis soit le plus objectif mais pour moi recruter Géraldine était le meilleur choix que vous puissiez faire. Géraldine, à la question : "*qu'est-ce qui incarne le mieux un moment de joie, la douceur, la finesse, l'esprit de famille, . . . ?*" n'importe quel Nantais répondrait : "*le petit beurre*"; en toi j'ai trouvé tout cela avec les calories en moins!! Merci pour la sérénité que tu m'apportes, ton écoute, ta patience et la compréhension que tu as lorsque je traverse des moments délicats. Grâce à toi je suis heureux comme jamais je ne l'avais été auparavant.

Issu de la Normandie et y retournant c'est avec un petit clin d'œil à mes nouveaux collègues et amis que je souhaite terminer. Merci à vous Agnès, André, Christophe, David, Leila, Matthieu, Myriam, Stéphane,... pour m'avoir fait confiance alors que je n'étais pas encore docteur. Si cette thèse est à présent terminée c'est aussi grâce à vous qui m'avez aidé à trouver les ressources et moments nécessaires à l'avancement de ce manuscrit.



---

# Table des matières

<b>Table des matières</b>	<b>i</b>
<b>Liste des figures</b>	<b>vii</b>
<b>Liste des tableaux</b>	<b>xiii</b>
<b>Introduction</b>	<b>1</b>
<b>I Mise en place de la problématique</b>	<b>5</b>
I.1 Production d'hélices marines . . . . .	6
I.1.1 Définition d'une hélice . . . . .	6
I.1.2 Fabrication . . . . .	15
I.1.2.1 Matériaux pour les hélices . . . . .	16
I.1.2.2 Processus de fabrication . . . . .	17
I.2 Cycle de vie des hélices marines . . . . .	19
I.3 Formulation de la problématique . . . . .	20
I.4 Contexte de l'étude . . . . .	22
I.4.1 Usinage des hélices . . . . .	22
I.4.2 Génération de trajectoires d'usinage sous contrainte d'état de surface . . . . .	23
I.4.3 Génération de trajectoires d'usinage sans collision . . . . .	24
I.4.4 Paramétrage et analyse du mouvement de l'outil . . . . .	26

I.4.5	Formats d'interpolation : Bézier, B-Spline . . . . .	27
I.5	Conclusion : axes de recherche . . . . .	28
<b>II</b>	<b>Nouvelle approche du processus de fabrication des hélices marines</b>	<b>31</b>
II.1	Activités liées à l'usinage d'hélices marines . . . . .	32
II.1.1	Usinage "classique" d'hélice . . . . .	32
II.1.2	Proposition d'intégration fonctionnelle . . . . .	35
II.2	Relations entre les différentes activités du processus de fabrication . . . . .	36
II.2.1	Relations existantes . . . . .	36
II.2.2	Approche multimétier et propositions pour un usinage fonctionnel . . . . .	39
II.2.2.1	Nouvelles liaisons entre domaines d'activités . . . . .	39
II.2.2.2	Restructuration des activités . . . . .	40
II.2.3	Les trajectoires d'usinage : élément central pour un usinage fonctionnel . . . . .	40
II.3	Quelle donnée hydrodynamique comme support des trajectoires d'usinage ? . . . . .	42
II.3.1	Relations entre état de surface et performances hydrodynamiques pour un profil portant 2D . . . . .	42
II.3.1.1	Méthodologie . . . . .	43
II.3.1.2	Conditions d'essais . . . . .	44
II.3.1.3	Etude de similitude . . . . .	45
II.3.2	Les lignes de frottement . . . . .	48
II.4	Génération de trajectoires d'usinage supportées par des lignes de frottement . . . . .	50
II.4.1	L'usinage 5-axes par suivi de courbe. . . . .	50
II.4.2	C.F.A.O. et génération de trajectoires . . . . .	52
II.4.3	Stratégie d'usinage pour la pale d'hélice . . . . .	53
II.5	Conclusion : développements nécessaires à la génération de trajectoires d'usinage fonctionnelles d'une hélice marine. . . . .	55
<b>III</b>	<b>Approche multimétiers de la génération de trajectoires</b>	<b>57</b>

---

III.1	Approche multiphysique de la démarche générique d'usinage . . . . .	59
III.1.1	Etude de la pale . . . . .	59
III.1.1.1	Rôle hydrodynamique et caractéristiques géométriques . . . . .	59
III.1.1.2	Comportement de la pale en flexion et compression . . . . .	61
III.1.2	Intégration du centre d'usinage dans la démarche multimétiers . . . . .	61
III.1.2.1	Cinématique machine . . . . .	61
III.1.2.2	Equipement et fonctionnalité de la pièce usinée . . . . .	62
III.1.3	Montage d'usinage sous contraintes . . . . .	64
III.1.3.1	Objectif des usinages et stratégie d'usinage choisie . . . . .	65
III.1.3.2	Réalisation d'un montage d'usinage . . . . .	66
III.1.3.3	Utilisation et observations . . . . .	66
III.2	Approche multiphysique de la génération de trajectoires. . . . .	68
III.2.1	Les données hydrodynamiques, des données non dédiées aux activités de C.F.A.O. . . . .	68
III.2.2	Reconstruction en vue de l'intégration de données hydrodynamiques au sein d'une démarche C.F.A.O. . . . .	71
III.3	Génération de trajectoires d'usinage avec prise en compte de considérations hydro- dynamiques . . . . .	72
III.3.1	Mise en place de sections géométriques de référence . . . . .	72
III.3.2	Interpolation de lignes de frottements intrados géométriquement satisfaisantes . . . . .	74
III.3.3	Raccordement, au bord d'attaque, des lignes de frottement extrados originales et intrados interpolées . . . . .	77
III.4	Conclusion : prise en compte de contraintes cinématiques lors de la génération de trajectoires . . . . .	79
<b>IV</b>	<b>Démarche d'optimisation des trajectoires</b> . . . . .	<b>81</b>
IV.1	Cinématique machine et trajectoires . . . . .	82
IV.1.1	Passage par le bord d'attaque . . . . .	82



IV.1.2	Ré-interpolation des lignes de frottement intrados. . . . .	85
IV.1.3	Passage au bord d'attaque et cinématique machine. . . . .	86
IV.1.4	Validation du critère de passage par le bord d'attaque. . . . .	88
IV.1.5	Synthèse . . . . .	90
IV.2	Validation fonctionnelle des trajectoires générées . . . . .	92
IV.2.1	Introduction et mise en place d'éléments géométriques . . . . .	92
IV.2.2	Méthode de qualification de l'algorithme d'interpolation . . . . .	93
IV.2.3	Précision de l'interpolation . . . . .	94
IV.2.4	Analyse de l'erreur . . . . .	95
	IV.2.4.1 Pertinence hydrodynamique de l'interpolation . . . . .	96
	IV.2.4.2 Pertinence géométrique de l'interpolation . . . . .	98
IV.3	Conclusion . . . . .	99
<b>V</b>	<b>Approche comparative des performances hydrodynamiques d'une hélice striée et d'une hélice lisse</b> . . . . .	<b>101</b>
V.1	Support d'étude . . . . .	102
	V.1.1 Le patrouilleur type P400 de la Marine nationale . . . . .	102
	V.1.2 Modèle d'hélice support des usinages . . . . .	103
V.2	Usinage selon les trajectoires générées . . . . .	104
	V.2.1 Gamme d'usinage . . . . .	104
	V.2.2 Hauteur de crête et distance entre passes . . . . .	105
	V.2.3 Détermination des conditions de coupe . . . . .	106
	V.2.3.1 Cadre des essais . . . . .	106
	V.2.3.2 Conditions de coupe avec l'outil Sandvik à plaquettes rapportées . . . . .	106
	V.2.3.3 Conditions de coupe avec un outil Fraisa . . . . .	109
	V.2.3.4 Conclusion . . . . .	110
	V.2.4 Position et orientation outil / surface . . . . .	110

V.3	Comparaison des performances hydrodynamiques d'une hélice striée et d'une hélice lisse . . . . .	111
V.3.1	Objectif des essais et moyens d'essais . . . . .	111
V.3.1.1	Description de l'hélice testée . . . . .	112
V.3.1.2	Système d'entraînement . . . . .	112
V.3.1.3	Moyens d'observation . . . . .	114
V.3.1.4	Environnement d'évolution de l'hélice et fluide injecté . . . . .	114
V.3.2	Premiers essais effectués . . . . .	115
V.3.3	Observations et perspectives . . . . .	116
V.4	Essais complémentaires . . . . .	117
V.4.1	Analyse locale des trajectoires du fluide . . . . .	117
V.4.2	Méthode de traitement . . . . .	118
V.4.3	Résultats . . . . .	120
V.4.4	Conclusion . . . . .	121
	<b>Conclusion</b>	<b>123</b>
	<b>VI Annexes</b>	<b>129</b>
A	Schématisation de la démarche de l'étude de similitude . . . . .	130
B	Définition et calcul du coefficient de portance $C_T$ . . . . .	131
C	Diagramme SADT A0 . . . . .	132
D	Diagramme SADT A2 . . . . .	133
E	Plan du montage d'usinage . . . . .	134
F	Performances hydrodynamiques et géométrie de la pale . . . . .	135
G	Performances hydrodynamiques et micro-géométrie de la pale . . . . .	137
H	Pré-traitement des données hydrodynamiques . . . . .	138
I	Densification du nombre de points des couples fournis. . . . .	139

J	Sigles, acronymes et notations mathématiques utilisés . . . . .	140
K	Algorithmes d'interpolation . . . . .	144
K.1	Interpolation circulaire : . . . . .	145
K.2	Interpolation de Bézier : . . . . .	148
<b>Bibliographie</b>		<b>151</b>

---

# Liste des figures

I.1	Profil de pale . . . . .	7
I.2	Définition du rayon adimensionné d'une section de pale . . . . .	8
I.3	Exemples de lois d'épaisseur et de cambrure . . . . .	9
I.4	Exemple de loi de corde . . . . .	10
I.5	Exemples de lois d'épaisseur maximale et de cambrure maximale . . . . .	10
I.6	Loi de pas réduit . . . . .	11
I.7	Loi de skew développé $D_S$ . . . . .	12
I.8	Loi de Rake ajouté . . . . .	12
I.9	Hélices de 3, 4 et 5 pales à taux de remplissage identique . . . . .	13
I.10	Courbes de $K_T$ et $K_Q$ en fonction de $J$ pour des hélices à taux de remplissage identiques et nombres de pales différents (de 3 à 6) [Lau09] . . . . .	14
I.11	Evolution du rendement en fonction du nombre de pales par hélice et pour trois points de fonctionnement [Lau09] . . . . .	14
I.12	Modèle numérique d'hélice . . . . .	15
I.13	Répartition du fouling sur une pale d'hélice [Car07] . . . . .	20
I.14	Paramètres influant sur la hauteur de crête en fraisage 5 axes. . . . .	21
II.1	Schématisation du processus actuel de réalisation d'hélices marines . . . . .	33
II.2	Etapes du processus de réalisation d'une hélice. . . . .	34

II.3	Migration d'éléments de la classification par domaines des étapes du processus de réalisation d'une hélice . . . . .	36
II.4	Activités du processus d'usinage d'hélices. . . . .	37
II.5	Classification des domaines, éléments et interactions au sein du processus actuel d'usinage d'hélices. . . . .	38
II.6	Processus de réalisation d'hélices pour un usinage fonctionnel . . . . .	41
II.7	Sections géométriques de l'hélice réelle et particulièrement la section à $0,7.R$ . . . .	43
II.8	Exemple de discrétisation de l'hélice. . . . .	44
II.9	Hauteur caractéristique de rugosité : $h$ . . . . .	45
II.10	$\delta$ , épaisseur de la couche limite . . . . .	46
II.11	Positions possibles des surfaces usinée et nominale (configuration 3 retenue). . . . .	47
II.12	Ecoulement tridimensionnel. . . . .	49
II.13	Exemples de lignes de frottement. . . . .	50
II.14	Usinage par balayage . . . . .	51
II.15	Direction de vue et trajectoire projetée . . . . .	53
II.16	Mise en évidence de l'incompatibilité des lignes de frottement comme support pour la stratégie d'usinage par guidage suivant un contour multi-axes. . . . .	54
III.1	Interactions machine / pièce . . . . .	59
III.2	Définition des zones géométriques de la pale . . . . .	60
III.3	Modèle C.A.O. du centre d'usinage 5 axes . . . . .	62
III.4	Modèle C.A.O. du mandrin du centre d'usinage 5 axes. . . . .	63
III.5	Visualisation de "l'axe de la pale" et du point de fermeture des surfaces intrados et extradados. . . . .	64
III.6	Disposition des lignes de frottement à la surface de la pale. . . . .	65
III.7	Interface pale / montage d'usinage sur le montage d'usinage. . . . .	66
III.8	Montage de la pale sur le moyeu. . . . .	66

III.9	Points des lignes de frottement numériques . . . . .	69
III.10	Méthode d'interpolation transversale. . . . .	70
III.11	Densification des lignes de frottement. . . . .	71
III.12	Modèle numérique d'une pale ; repérage d'axes et points . . . . .	73
III.13	Interpolation de sections CAO . . . . .	74
III.14	Première interpolation des lignes de frottement intrados . . . . .	75
III.15	Illustration de la continuité $C_0$ au bord d'attaque . . . . .	76
III.16	Inconvénients de l'interpolation circulaire au bord d'attaque d'un profil de pale. . . . .	77
III.17	Contraintes à prendre en compte pour définir le raccord par courbe de Bézier. . . . .	78
III.18	Algorithme de Casteljau avec $P_3$ tel que $P_1^4 = PtBA_{ib}$ pour $u = \frac{1}{2}$ . . . . .	79
IV.1	Courbes de Bézier pour $u$ valant $\frac{1}{2}$ , $\frac{7}{20}$ , et $\frac{13}{20}$ . . . . .	83
IV.2	Définition géométrique du critère de sélection d'un point du bord d'attaque. . . . .	84
IV.3	Ré-interpolation des lignes de frottement intrados pour répondre au critère $\delta_j$ . . . . .	86
IV.4	Lignes de frottement intrados et extrados raccordées continûment au bord d'attaque avec le critère $\delta$ . . . . .	87
IV.5	Interactions entre le trajet d'usinage et les domaines d'activités . . . . .	87
IV.6	Simulation de $\omega_B$ le long d'une trajectoire pour différents points de passage au bord d'attaque . . . . .	89
IV.7	Simulation de $\dot{\omega}_B$ le long d'une trajectoire pour différents points de passage au bord d'attaque. . . . .	89
IV.8	Mesure de $\omega_B$ le long d'une trajectoire pour différents points de passage au bord d'attaque (Le code couleur des figures précédentes est conservé). . . . .	90
IV.9	Mesure de $\dot{\omega}_B$ le long d'une trajectoire pour différents points de passage au bord d'attaque (Le code couleur des figures précédentes est conservé). . . . .	90
IV.10	Lignes de frottements originales et intrados interpolées. . . . .	92
IV.11	Lignes de frottement intrados originales utilisées pour qualifier la méthode d'interpolation transversale . . . . .	93

IV.12	Evolution de l'erreur globale. (EX : envergure=110mm, corde=70mm, épaisseur maximale=3mm ; dont J=13 lignes de frottements de I=200 points sont calculées par face) . . . . .	95
IV.13	Rapport d'interpolation "réel" pour l'intrados. (Pale d'envergure=110mm, de corde=70mm, d'épaisseur maximale=3mm ; dont J=13 lignes de frottements de I=200 points sont calculées par face) . . . . .	96
IV.14	Erreur de pertinence hydrodynamique (pourcentage) . . . . .	97
IV.15	Erreur d'interpolation géométrique de l'intrados en pourcentage . . . . .	98
IV.16	Hélice tripale et cylindres de rayons $\frac{r}{R} = 0,25$ et $\frac{r}{R} = 0,97$ . . . . .	99
IV.17	Surfaces et contributions liées à la poussée des zones $0,17 < \frac{r}{R} < 0,25$ et $0,97 < \frac{r}{R}$ . . . . .	99
IV.18	Courbes de répartition de la poussée et de la surface d'une pale en fonction du rayon adimensionné $r/R$ . . . . .	100
V.1	Détalonnage outil . . . . .	107
V.2	Diamètre effectif de coupe. . . . .	108
V.3	Etats de surface observés après usinage avec deux outils distincts . . . . .	110
V.4	Hélice bi-pales . . . . .	111
V.5	Arbre de liaison de l'hélice au moteur. . . . .	113
V.6	Visualisation de l'environnement d'essais . . . . .	113
V.7	Caméra filmant et photographiant les écoulements hydrodynamiques . . . . .	114
V.8	Caractéristiques de la caméra FASTCAM SA3. . . . .	114
V.9	Visualisation d'un écoulement sur l'intrados d'une hélice tournant à $N = 20 \text{ tr.min}^{-1}$ , comportant une pale striée et une pale lisse. . . . .	116
V.10	Répartition des fils le long du bord d'attaque. . . . .	117
V.11	Pales striée et lisse dans une même configuration à des instants successifs ( $\omega_{hélice} = 30 \text{ tr.min}^{-1}$ ). . . . .	118
V.12	Image en niveaux de gris inversés . . . . .	119

---

V.13	Points détectés constituant les fils pour la pale striée et la pale lisse dans une même configuration à des instants successifs ( $\omega_{\text{hélice}} = 30 \text{ tr.min}^{-1}$ ). . . . .	120
V.14	Superposition des cinq trajectoires des 3 fils disposés sur la pale striée et la pale lisse. . . . .	121
VI.1	Construction de lignes de frottement continues. . . . .	138
VI.2	Illustration des notations mathématiques adoptées. . . . .	142
VI.3	Repérage des axes hélices et coordonnées des points. . . . .	144
VI.4	Procédure d'interpolation circulaire. . . . .	145
VI.5	Algorithme de Casteljau pour tracer le point au paramètre $u = \frac{1}{2}$ sur une courbe de Bézier de degré 2. . . . .	149





---

# Liste des tableaux

II.1	Conditions de fonctionnement d'une hélice $\phi = 1,71 m$ et conditions d'essais. . . . .	43
III.1	Exemple de relations entre contraintes hydrodynamiques, stratégie d'usinage, cinématique machine et montage d'usinage . . . . .	61
III.2	Eléments de mise en position disponibles sur le mandrin . . . . .	63
III.3	Conditions de coupe retenues (critère visuel) pour des pièces épaisses, avec un outil : Sandvik Coromill 216F-10 26 E-L avec plaquettes rapportées R216F-10 26 E-L (nuance P10A). . . . .	67
V.1	Conditions de coupe constructeur pour outil sandvik. . . . .	107
V.2	Matrice d'expériences pour l'outil sandvik. . . . .	107
V.3	Conditions de coupe de la matrice d'essais. . . . .	108
V.4	Matrice d'effets pour l'outil Sandvik. . . . .	108
V.5	Conditions de coupe constructeur pour l'outil Fraisa. . . . .	109
V.6	Conditions de coupe testées avec l'outil Fraisa. . . . .	109
V.7	Paramètres de réglage pour les différents essais effectués. . . . .	115
V.8	Configuration des essais d'analyse locale. . . . .	118
V.9	Coefficients directeurs et écarts types associés des régressions linéaires sur les trajectoires des 3 fils de la pale lisse et de la pale striée . . . . .	121
VI.1	Influence des zones géométriques de la pale sur les performances hydrodynamiques . . . .	135
VI.2	Influence des zones géométriques de la pale sur les performances hydrodynamiques . . . .	136

VI.3 Influence de la micro-géométrie de la pale sur les performances hydrodynamiques . . . .	137
--	-----

---

# Glossaire

Notation	Description	
$DLIFO_{i,j-j'}$	Distance linéaire entre les points $i$ des lignes $j$ et $j'$ de frottement intrados originales	93
$J$	Le point de fonctionnement d'une hélice ; défini par : $J = \frac{V_a}{nD}$ avec $V_a$ la vitesse d'avance du navire, $n$ la vitesse de rotation de l'hélice et $D$ le diamètre de l'hélice.	14
$K_Q$	Le coefficient de couple $K_Q$ vaut $K_Q = \frac{Q}{\rho n^2 D^5}$ avec $Q$ le couple hélice, $n$ la vitesse de rotation de l'hélice, $\rho$ la masse volumique du fluide et $D$ le diamètre de l'hélice.	13
$K_T$	Le coefficient de poussée, $K_T = \frac{T}{\rho n^2 D^4}$ avec $T$ la poussée délivrée par l'hélice, $n$ la vitesse de rotation de l'hélice, $\rho$ la masse volumique du fluide et $D$ le diamètre de l'hélice.	13
$LIFO$	Ligne intrados de frottement originale	93
$PtBA_{ib}$	Point appartenant à la lignes de séparation des surfaces intrados et extrados (appelée BA)	82
$PtII$	Point d'une ligne de frottement intrados interpolée	93
$PtIO$	Point d'une ligne de frottement intrados originale	93
$\Delta$	Distance parcourue lors de l'usinage ( $\Delta = \sum_{i=1}^p \sqrt{(x_i - x_{i-1})^2 + (y_i - y_{i-1})^2 + (z_i - z_{i-1})^2}$ )	89

<b>Notation</b>	<b>Description</b>	
$\alpha$	Angle d'incidence d'un foil	45
$\delta_j$	Critère angulaire de sélection d'un point de passage par le bord d'attaque.	84
$n_\sigma$	Le nombre de contraintes de passages et tangences d'une courbe de Bézier de degré $n$	80
B.E.C.	Bassin d'Essais des Carènes	103
BA	Ligne définie comme la ligne de raccordement des surfaces intrados et extrados côté bord d'attaque.	83
C.A.O.	Conception Assistée par Ordinateur	53
CAO	Section de géométrie originale	73
CAOI	Section de géométrie interpolée	73
CCP	Contact Cutter Point	24
CdC	Cahier des charges	33
D.F.M.	Design For Manufacturing	49
$E(z)$	Partie entière du nombre rationnel $z$	93
F.A.O.	Fabrication assistée par ordinateur	58
I	Rang du point d'une ligne de frottement le plus élevé ( $I = i_{max}$ )	73
ISO	International Organization for Standardization	17
J	Rang de la ligne de frottement le plus élevé ( $J = j_{max}$ )	73

Notation	Description	
K	Indice de point géométrie originale le plus élevé ( $K = k_{max}$ )	73
k	Indice des points situés sur des sections géométriques	73
LEF	Ligne extradados de frottement	73
LIF	Ligne intrados de frottement	74
LIFI	Ligne intrados de frottement interpolée	75
nd	nd, le nœud est une unité de vitesse égale à un mille marin par heure soit $1,852 \text{ km/h}$ ou $0,514 \text{ m.s}^{-1}$ .	103
Nq	Distance marine appelée Nautique ou encore mille marin ; un mille marin international vaut 1 852 mètres.	103
p	Indice des sections géométriques interpolées	73
PtE	Point d'une ligne de frottement extradados originale	73
PtI	Point d'une ligne de frottement intrados originale	73
PtII	Point d'une ligne de frottement intrados interpolée	73
r	Rayon mesuré par rapport à l'axe hélice	73



---

# Introduction

C'est pour répondre à des exigences fonctionnelles contraignantes que nos collègues dimensionnent les hélices propulsives avec des caractéristiques géométriques complexes et parfois de sévères tolérances à respecter lors de la réalisation. L'importance de la production du dernier maillon de la chaîne propulsive des navires prend tout son sens dans le contexte énergétique actuel lorsqu'on considère la quarantaine de milliers de navires de commerce qui sillonnent les mers et les océans.

Lors de la conception, l'écoulement autour du profil portant en mouvement est ainsi calculé pour une surface théoriquement lisse caractérisant une hélice indéformable, malgré la poussée, et sans défaut de forme malgré les défauts inhérents au procédé d'obtention souvent délicat. Certaines spécifications géométriques sont toutefois pénalisantes du point de vue de la fabrication. La traduction de ces paramètres géométriques, en paramètres liés à la machine d'usinage, lors de la définition de la stratégie de fabrication en finition, fait de plus perdre définitivement le caractère fonctionnel des spécifications initiales.

L'objectif de cette étude est de proposer une alternative au polissage renforçant les liens fonctionnels entre les propriétés de l'hélice et les paramètres géométriques des opérations de fraisage. Les éléments hydrodynamiques dimensionnant la géométrie finale du propulseur font en effet intervenir des codes de calcul liés principalement à l'écoulement autour de la pale en rotation ; et c'est sur ce support numérique qu'est développée la stratégie d'usinage multiaxiale dont les composantes sont associées aux performances souhaitées.

La nature de l'usinage envisagé nécessite de couvrir l'ensemble de la surface usinée à l'aide de nouvelles trajectoires liées aux conditions d'écoulement nominal autour du profil, or la pertinence des informations hydrodynamiques n'est pas homogène sur l'ensemble des zones de la pale. C'est pour pallier cette absence ponctuelle d'informations que des critères dynamiques de comportement machine viennent compléter et renforcer la définition des trajectoires. La cohabitation



de données fonctionnelles (géométriques, hydrodynamiques) et technologiques (cinématiques, structurelles) s'inscrit dans une approche de Design For Manufacturing fédérant les activités entre les protagonistes de ces travaux.

C'est ainsi que dans un premier chapitre le processus actuel de production d'hélices marines fait l'objet d'une analyse depuis la phase de conception jusqu'à la phase d'usinage. Non seulement l'ensemble des étapes du processus de réalisation y sont détaillées mais également les différents acteurs qui y interviennent. L'hélice immergée subit un cycle de vieillissement engendrant des modifications de ses caractéristiques géométriques et fonctionnelles. L'analyse de l'impact de ces changements géométriques et hydrodynamiques, couplée à l'étude des procédés actuels d'usinage, laisse apparaître des pistes d'améliorations du processus de fabrication des propulseurs marins.

Au travers du chapitre II ce sont les activités d'usinage des pales d'hélices et également leurs interactions qui sont décrites. Les activités techniques du processus de réalisation des hélices marines, tel qu'il est couramment suivi aujourd'hui, sont remises en cause pour proposer un usinage qualifié de fonctionnel. L'étude des relations actuelles entre ces domaines précède la proposition d'améliorations concernant de nouvelles interactions entre les différents domaines d'activités. Ces travaux contribuent alors à rendre possible l'usinage d'hélices selon les trajectoires liées au comportement du fluide en son voisinage. En outre, les verrous scientifiques relevés pour atteindre cet objectif, participent à la mise en place d'un nouveau concept : rendre fonctionnel l'usinage des pales d'hélices.

La mise en place de nouvelles liaisons positionnent ainsi la trajectoire d'usinage au centre du processus et le contexte de la méthode de génération de trajectoires est présenté. Une proposition de développement de méthodes de résolution est enfin élaborée.

Le processus de production, restructuré avec les trajectoires positionnées au centre du processus de fabrication, rend l'état de surface orienté. Dans une démarche générique de définition de la stratégie, ce repositionnement de la trajectoire passe par l'étude et la proposition d'interventions sur l'ensemble des actions (détermination d'une cinématique machine, choix d'un montage d'usinage, . . .) liées au processus et en particulier à l'élément (fonctionnel, géométrique, . . .) permettant l'obtention des trajectoires. La méthode de génération de ces trajectoires, présentée dans le chapitre III, tient compte de critères multiphysiques. Les lignes de frottement sont proposées comme l'ensemble de données fonctionnelles à prendre en considération. Les lignes de frottement, représentatives de l'écoulement du fluide au voisinage de la surface, sont une donnée caractéristique de l'hélice et sont obtenues par simulation numérique. Elles sont tout d'abord "traduites" et enrichies

pour être interprétées au sein d'une approche multimétier de la F.A.O. L'intégration de ces lignes ainsi que la considération de contraintes hydrodynamiques au sein de la démarche de F.A.O. est détaillée.

La création de lignes de frottement continues au bord d'attaque fait l'objet du chapitre IV. En accord avec l'approche multiphysique de génération de trajectoires fonctionnelles les trajets satisfont des contraintes aussi bien hydrodynamiques que géométriques et des contraintes de fabrication. Le respect de la géométrie est notamment obtenu par une contrainte de passage par le bord d'attaque, tandis que la mise en place d'un critère d'optimisation dépendant de la cinématique machine permet le choix du point de passage pour que la ligne soit usinable et respectueuse des lignes de frottement qui l'encadrent. En se basant d'une part sur la fonctionnalité de la trajectoire et sur son caractère hydrodynamique, d'autre part en tenant compte de considérations cinématiques, ce chapitre développe également les démarches de validation des trajectoires proposées.

La méthode étant validée quant à la fonctionnalité des trajectoires d'usinage qu'elle génère, un modèle d'hélice de la Marine nationale est proposé comme cas d'étude. Une fois la trajectoire d'usinage calculée et générée, l'usinage est entrepris. Le chapitre V propose également des méthodes pour pallier tour à tour les problèmes d'usinage tel que les vibrations. Les conditions de coupe sont déterminées pour obtenir un état de surface satisfaisant.

La réalisation d'une hélice bipale, avec pour l'une des pales un état de surface de référence poli miroir et pour l'autre un état de surface orienté en accord avec la méthode développée, permet de mettre en place une analyse comparative à caractère hydrodynamique. Dans ce cadre, une stratégie d'essais avec ses dispositifs expérimentaux suivie d'une méthode de dépouillement des résultats est présentée pour conclure sur le bien fondé de la méthode de génération de trajectoires d'usinage fonctionnelles.



---

**I****Mise en place de la  
problématique****Sommaire**

---

<b>I.1</b>	<b>Production d'hélices marines</b>	<b>6</b>
I.1.1	Définition d'une hélice	6
I.1.2	Fabrication	15
I.1.2.1	Matériaux pour les hélices	16
I.1.2.2	Processus de fabrication	17
<b>I.2</b>	<b>Cycle de vie des hélices marines</b>	<b>19</b>
<b>I.3</b>	<b>Formulation de la problématique</b>	<b>20</b>
<b>I.4</b>	<b>Contexte de l'étude</b>	<b>22</b>
I.4.1	Usinage des hélices	22
I.4.2	Génération de trajectoires d'usinage sous contrainte d'état de surface	23
I.4.3	Génération de trajectoires d'usinage sans collision	24
I.4.4	Paramétrage et analyse du mouvement de l'outil	26
I.4.5	Formats d'interpolation : Bézier, B-Spline	27
<b>I.5</b>	<b>Conclusion : axes de recherche</b>	<b>28</b>

---

L'hélice, propulseur le plus courant : sur les trente cinq mille navires de commerce (en 2007), est de forme et de taille différentes selon le type de bateau à propulser. De plus selon son type, un navire peut en posséder une ou plusieurs ; un porte-avions en comptera jusqu'à quatre tandis qu'un sous-marin n'en possèdera souvent qu'une seule. L'hélice marine est composée d'un minimum de deux pales assemblées autour d'un moyeu. Connue dans ses principes par les Phéniciens et les Grecs de l'antiquité, elle fut oubliée jusqu'aux années 1830. L'ingénieur français Frédéric Sauvage essaie la propulsion par hélice en 1832 sur une péniche et l'ingénieur canadien John Patch sur un schooner

(Goélette) en 1834. Méjugés par leurs gouvernements respectifs, ils sont morts dans la misère. Dans le même temps, leur découverte triomphe grâce à l'intérêt porté en 1840 par la marine britannique à la démonstration de l'ingénieur Smith sur le steamer (bateau à vapeur) Archimède. L'hélice devient alors le moyen de propulsion le plus courant pour déplacer un navire.

Les hélices modernes ne se comportent plus comme des vis ; la vitesse de propulsion de l'eau répond à des lois hydrodynamiques et est supérieure à la vitesse résultant du produit du pas par le taux de rotation. L'hélice met une masse d'eau en mouvement et crée une force qui permet de déplacer une charge ou de faire avancer un navire. Selon la fonction principale de l'hélice, elle est soit grande et tourne lentement pour produire une force élevée, soit petite et tourne rapidement pour un hors-bord pour un besoin d'une vitesse élevée. Par exemple une hélice d'un bateau de modélisme de diamètre  $\phi = 3 \text{ cm}$  pour un poids de quelques dizaines de grammes peut tourner jusqu'à  $N = 35000 \text{ tr/min}$  tandis que les hélices du porte-avions Charles de Gaulle de diamètre  $\phi = 6 \text{ m}$  pour un poids de  $21,5 \text{ T}$  chacune ne tournent qu'à  $N = 230 \text{ tr/min}$ .

Les propulseurs marins sont des éléments essentiels au bon fonctionnement de la chaîne propulsive des navires. Améliorer leur conception ou leur processus de réalisation peut être source d'économie ou encore d'augmentation des performances. En étudiant successivement la conception et la fabrication des hélices cette première partie propose des axes de recherches et de développement de ces éléments.

## I.1 Production d'hélices marines

### I.1.1 Définition d'une hélice

La conception d'une hélice marine requiert, de par sa fonction et sa géométrie, des compétences dans de multiples domaines. Le cahier des charges, point de départ de la conception nécessite la connaissance des phénomènes hydrodynamiques pour aboutir à la création de l'hélice optimale en fonction des critères à remplir. La poussée et donc la puissance pour un régime de fonctionnement donné est le premier critère que doit satisfaire l'hélice.

A ces contraintes viennent également s'ajouter des contraintes liées à la géométrie du navire à propulser (forme de la carène, emplacement de l'hélice, . . .) et au domaine d'utilisation de ce dernier. Des navires spécifiques tels que les sous-marins et les navires de guerre en général doivent en particulier répondre à des critères de discrétion acoustique [Bro93]. Ce dernier paramètre demande des

compétences en acoustique mais une expérience de l'hélicier se montre souvent bénéfique pour la définition de la géométrie.

Bien que la définition d'une géométrie d'hélice soit liée au savoir-faire de l'hélicier, celle-ci satisfait à des lois mathématiques et hydrodynamiques. La littérature la définit généralement comme un empilement de plusieurs sections [Auc96a], [Bod75] de géométrie standard. Les sections de pales sont référencées dans des tables qui indiquent les coordonnées des points de la section de base en fonction de la longueur de corde. Initialement issues des tables de l'aéronautique [AVD58] les sections de bases d'hélices marines sont maintenant répertoriées dans des tables propres au domaine maritime [OVO75], [EA73]. Définies comme un ensemble de points, les sections de pale peuvent cependant être découpées en plusieurs zones répondant à des caractéristiques d'écoulement différentes. Ces zones sont définies sur la figure I.1.

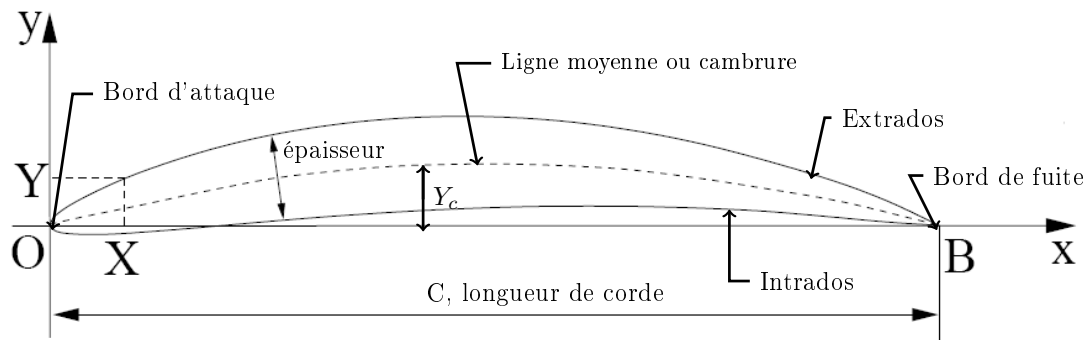


Figure I.1 – Profil de pale

L'intrados, face du profil en surpression, et l'extrados face en dépression, se rejoignent au niveau du bord d'attaque et du bord de fuite. La distinction entre ces deux zones dépend du sens de l'écoulement ; le bord d'attaque est du côté amont de l'écoulement tandis que le bord de fuite est du côté aval. Enfin, la longueur de corde est la distance comprise entre le bord d'attaque et le bord de fuite.

La définition de l'ensemble des profils composant la pale est donnée à partir de huit lois dépendantes de deux paramètres : l'abscisse cordale ( $X_c$ ) et le rayon adimensionné ( $r$ ) de la section [Con05]. L'abscisse cordale est la distance entre le bord d'attaque et le point considéré du profil. Le rayon adimensionné  $r$  est donné par le rapport  $\frac{R_{section}}{R_{max}}$  où  $R_{max}$  est le rayon extérieur de la pale et

$R_{section}$  est le rayon sur lequel se trouve la section considérée (figure I.2).

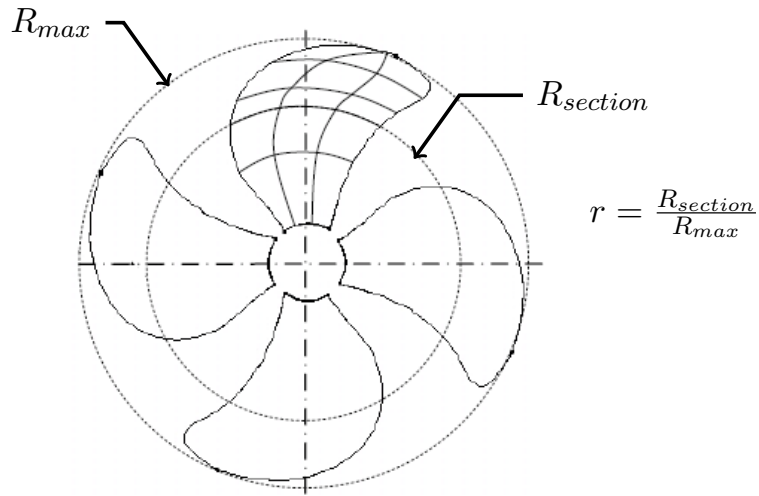


Figure I.2 – Définition du rayon adimensionné d'une section de pale

Différentes définitions des lois de tracé de l'hélice peuvent être rencontrées dans la littérature spécialisée (définitions Wageningen [Car07] et ITTC [Con05] entre autres). Les définitions qui vont suivre ne se veulent donc pas génériques mais sont couramment employées par les héliciers se référant à la définition ITTC. Le tracé d'un profil de pale étant un processus séquentiel, le paragraphe suivant présente les lois dans l'ordre de leur utilisation.

Loi d'épaisseur :

Cette loi donne l'épaisseur en fonction de l'épaisseur maximale  $Ep_{max}$  du profil pour toute position adimensionnée le long de la corde. Cette loi s'écrit :  $\frac{Ep}{Ep_{max}} = \frac{X_c}{C}$  avec  $C$  la corde (figure I.1). Un exemple de cette loi est tracé sur la figure I.3(a).

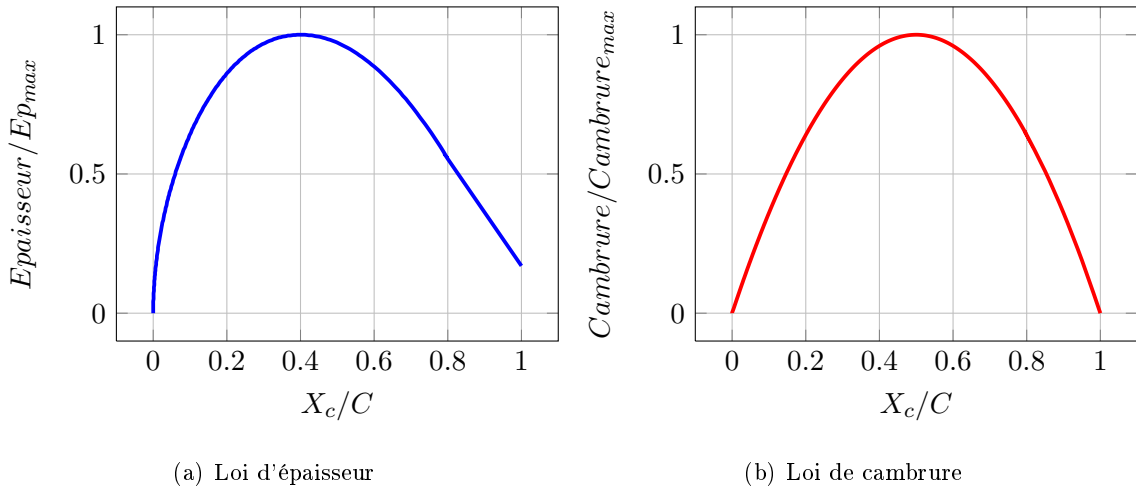


Figure I.3 – Exemples de lois d'épaisseur et de cambrure

Remarque : on peut noter sur cet exemple (figure I.3(a)) qu'il existe une épaisseur maximale à  $\frac{X_c}{C} \approx 0,4$  et que le bord de fuite n'est pas tranchant ;  $\frac{Epaisseur}{Ep_{max}}(\frac{X_c}{C} = 1) \neq 0$ .

Loi de cambrure :

La loi de cambrure permet d'obtenir la cambrure  $Y_c$  (figure I.1) en fonction de la cambrure maximale  $Y_{cmax}$  du profil pour toute position adimensionnée le long de la corde. Cette loi s'écrit :  $\frac{Y_c}{Y_{cmax}} = \frac{X_c}{C}$ . Un exemple de cette loi est tracé sur la figure I.3(b).

Remarque : Une cambrure nulle en tout point caractériserait un profil symétrique et dans cet exemple la courbure maximale est située à  $\frac{X_c}{C} = 0,5$ .

Les lois précédentes permettent d'obtenir pour tout rayon adimensionné  $r$  la définition du profil en fonction de son épaisseur maximale, de sa cambrure maximale et de sa corde (la section associée aux lois I.3(a) et I.3(b) est celle présentée figure I.1). Ces trois dimensions répondent elles-mêmes à des lois définies par l'hélicier en charge de la conception de la pale.



Loi de corde :

La loi de corde définit la longueur de corde  $C$  du profil en fonction de sa position radiale sur la pale donnée par le rayon  $r$ . Comme l'illustre l'exemple de la figure I.4, la corde d'une pale d'hélice marine n'est pas constante contrairement à celle d'une aube de réacteur. De plus, ne s'agissant pas d'une hélice carénée, la longueur de corde est nulle au rayon maximum ( $C_{(r=1)} = 0$ ). Enfin, la pale étant destinée à être montée sur un moyeu il est normal que la corde ainsi que les paramètres qui vont suivre ne soient pas connus pour des positions adimensionnées inférieures à  $r = \frac{R_{moyeu}}{R_{max}}$ .

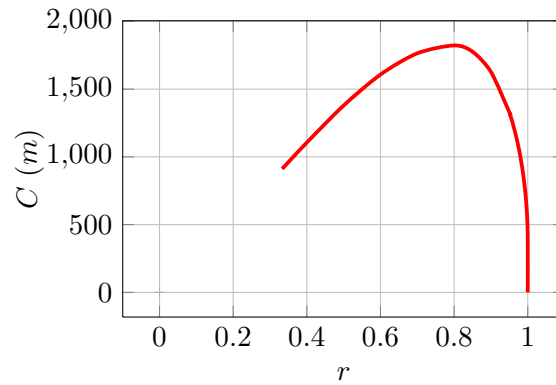
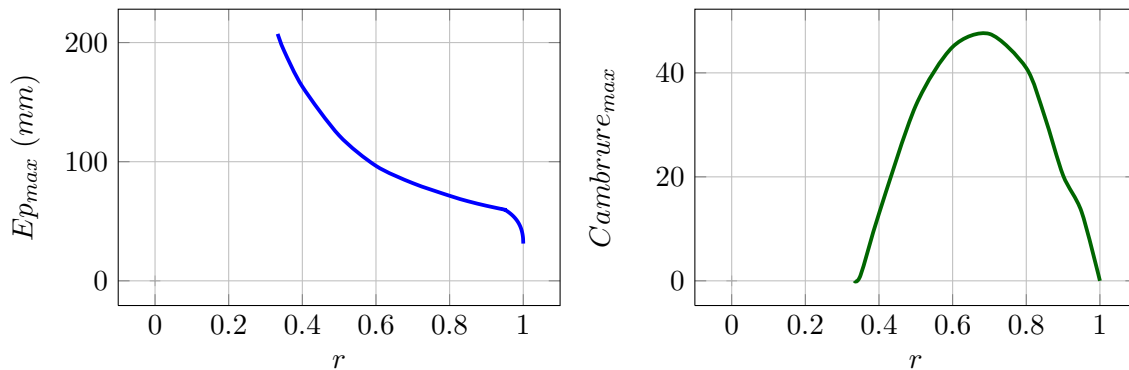


Figure I.4 – Exemple de loi de corde

Lois d'épaisseur maximale et de cambrure maximale :

Les lois d'épaisseur maximale  $Ep_{max}$  et de cambrure maximale  $Y_{cmax}$  permettent d'obtenir l'évolution de ces deux paramètres en fonction de la position radiale du profil sur la pale  $r$ . Les figures I.5(a) et I.5(b) donnent un exemple de l'évolution que peuvent suivre ces lois.



(a) Loi d'épaisseur maximale

(b) Loi de cambrure maximale

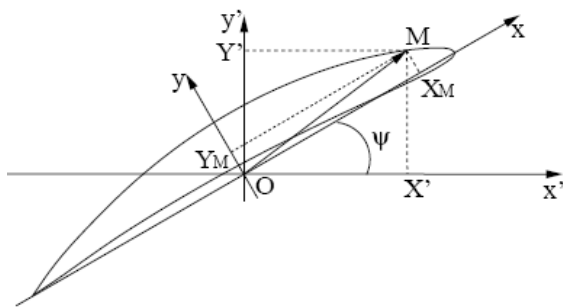
Figure I.5 – Exemples de lois d'épaisseur maximale et de cambrure maximale

L'ensemble des profils étant définis, la pale peut être générée en les positionnant les uns par rapport aux autres. Pour cela trois actions séquentielles sont nécessaires :

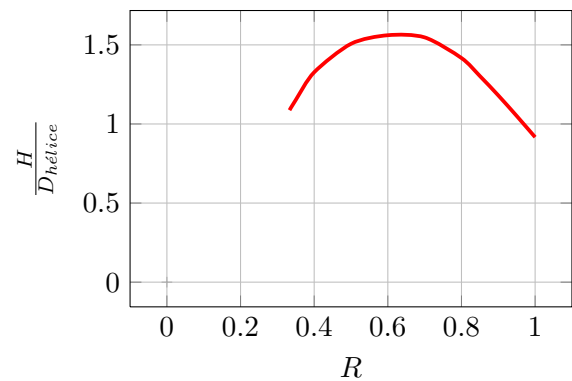
1. une rotation selon l'axe d'empilement des sections,
2. un glissement des sections suivant la ligne de corde,
3. une translation des sections suivant la direction de l'axe du moyeu.

Loi de pas réduit  $\frac{H}{D_{hélice}}$  :

La loi de pas réduit  $\frac{H}{D_{hélice}}$  permet de connaître la rotation à appliquer aux différents profils composant la pale.  $H$  est le pas de l'hélice et  $D_{hélice}$  est son diamètre extérieur. L'évolution du rapport  $\frac{H}{D_{hélice}}$  en fonction de la position  $R$  du profil permet de calculer la rotation  $\Psi = \frac{D_{hélice}}{\pi R} \frac{H}{D_{hélice}}$  autour du point O à lui appliquer (figure I.6(a)). Un exemple de loi de pas est donné sur la figure I.6(b).



(a) Définition du pas réduit



(b) Exemple de loi de pas réduit

Figure I.6 – Loi de pas réduit

Loi de skew développé,  $D\_S$  :

La loi de skew développé permet d'obtenir le glissement suivant la ligne de corde à appliquer aux sections. Il est noté  $D\_S$  et donné en fonction de la position  $r$  du profil. La figure I.7(a) illustre sa signification et la figure I.7(b) présente un exemple de loi de skew développé.

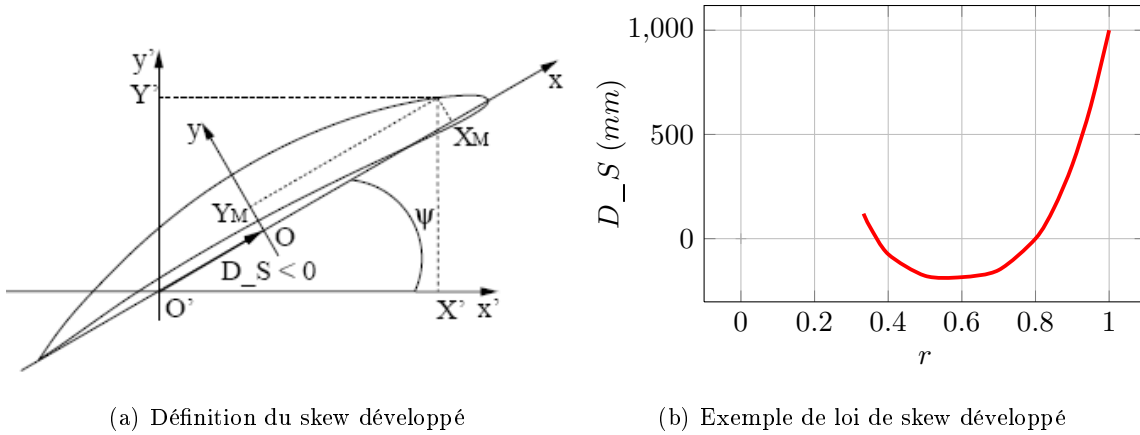


Figure I.7 – Loi de skew développé  $D\_S$

Loi de Rake ajouté  $A\_R$  :

La loi de Rake ajouté est la dernière loi avant l'obtention de la pale ; elle permet de connaître la translation à appliquer suivant l'axe  $Y'$  (figure I.8(a)) aux différents profils de la pale en fonction de leur position  $r$ . La figure I.8(a) le définit et la figure I.8(b) illustre un exemple de loi de Rake ajouté.

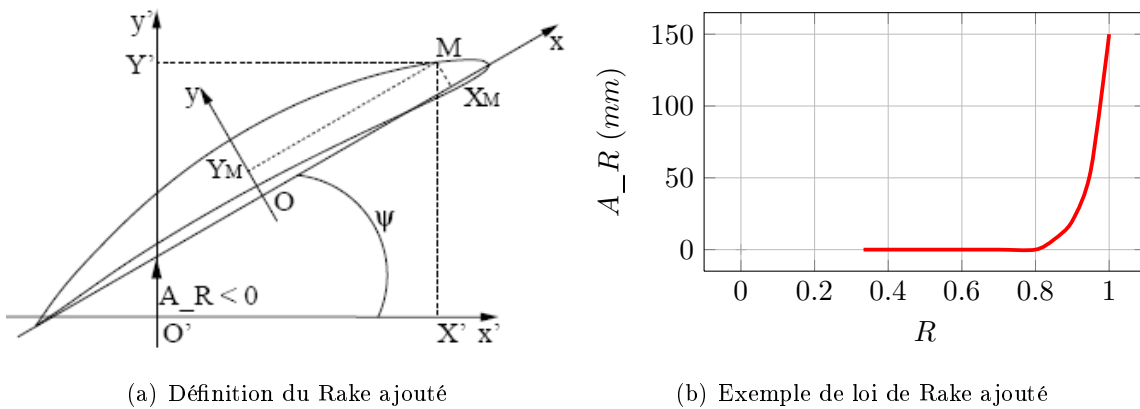


Figure I.8 – Loi de Rake ajouté

La succession des étapes précédentes, réalisées à l'aide de l'outil informatique, permet l'obtention d'un nuage de points descriptif de la pale. L'interpolation de ce nuage [HWK+99] et l'utilisation de fonctions Splines ou NURBS permet de créer les sections sur lesquelles va venir s'appuyer la surface enveloppe du modèle numérique de la pale. La duplication de ce volume élémentaire couplée à l'utilisation de fonctions de formes (congés, ...) permet alors l'obtention du modèle numérique de l'hélice.

Nombre de pales d'une hélice : Selon leur usage, le nombre de pales et leur forme diffèrent pour chaque hélice. Lorsque l'on combine le nombre de pales et la loi de corde, on obtient un taux de remplissage ou (taux de recouvrement) du disque hélice par les pales, défini par la formule :

$$\frac{A_e}{A_0} = \frac{1}{\pi(R_{max}^2 - R_{moyeu}^2)} \int_{R_{moyeu}}^{R_{max}} C(r) dr$$

avec :  $A_e$  la surface constituée par les pales,

$A_0$  la surface sans le moyeu du disque hélice vue de l'axe de rotation.

Des hélices aux nombres de pales différents peuvent avoir un même taux de remplissage en faisant varier la loi de corde avec le nombre de pales (figure I.9).

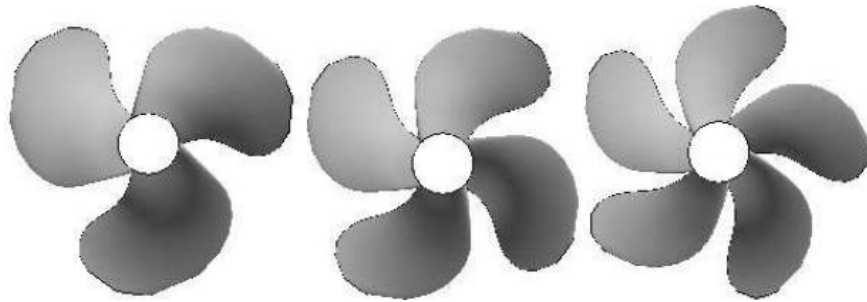


Figure I.9 – Hélices de 3, 4 et 5 pales à taux de remplissage identique

A taux de remplissage égal des hélices aux nombres de pales différents n'ont pas les mêmes performances hydrodynamiques. Les coefficients adimensionnés liés à la poussée :  $K_T$ <sup>1</sup> et au couple :  $K_Q$ <sup>2</sup> de plusieurs hélices aux taux de remplissage identiques mais aux nombres de pales différents

1. Le coefficient de poussée  $K_T$  vaut  $K_T = \frac{T}{\rho n^2 D^4}$  avec  $T$  la poussée délivrée par l'hélice,  $n$  la vitesse de rotation de l'hélice,  $\rho$  la masse volumique du fluide et  $D$  le diamètre de l'hélice.

2. Le coefficient de couple  $K_Q$  vaut  $K_Q = \frac{Q}{\rho n^2 D^5}$  avec  $Q$  le couple hélice.

ne sont pas égaux et cela quelque soit le point de fonctionnement. En effet, plus le nombre de pales est important plus la poussée et le couple délivrés par une hélice sont importants : figures I.10(a) et I.10.

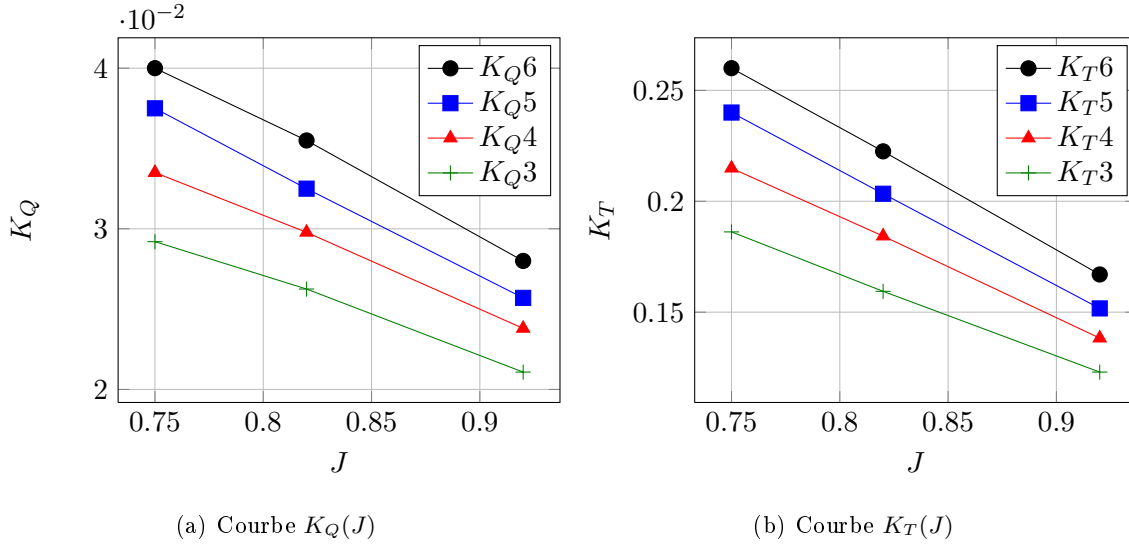


Figure I.10 – Courbes de  $K_T$  et  $K_Q$  en fonction de  $J$  pour des hélices à taux de remplissage identiques et nombres de pales différents (de 3 à 6) [Lau09]

Toutefois le gain de rendement avec le nombre de pales est moins marqué, voire négligeable, pour qu'il soit un argument systématique lors de la détermination d'un nombre de pales (figure I.11 rendements aux points de fonctionnement  $J^3$  pour trois points de fonctionnement ( $J_1$ ,  $J_2$  et  $J_3$ ) pour des hélices à 3, 4, 5 et 6 pales).

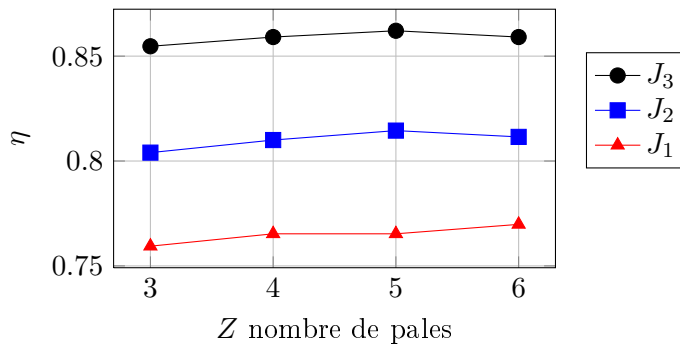


Figure I.11 – Evolution du rendement en fonction du nombre de pales par hélice et pour trois points de fonctionnement [Lau09]

3. Le point de fonctionnement  $J$  d'une hélice est défini par la formule :  $J = \frac{V_a}{nD}$  avec  $V_a$  la vitesse d'avance du navire,  $n$  la vitesse de rotation de l'hélice et  $D$  le diamètre de l'hélice.

Le rendement n'est donc pas un critère déterminant dans le choix d'un nombre de pales ; il est nécessaire de s'attacher à d'autres critères (tels que la dimension, la discrétion,...) pour faire un choix. Ainsi les quatre grandes règles ci-dessous donnent un premier aperçu des critères d'établissement d'un nombre de pales par hélice :

- \* Les hélices à deux pales fixes sont utilisées sur des petits voiliers pour limiter la traînée lorsque le moteur est à l'arrêt. Le taux de remplissage de ces hélices est volontairement réduit à son minimum.
- \* Les hélices à trois pales sont les plus courantes car elles ont un bon rendement en statique (force) et en dynamique (puissance).
- \* Les hélices à quatre pales ont à peu près les mêmes caractéristiques que les hélices à trois pales à coefficient de remplissage égal. Elles ont l'avantage d'être mieux équilibrées et sont moins bruyantes.
- \* Les hélices à cinq pales (et plus, jusqu'à treize) sont principalement utilisées sur les gros navires et sous-marins.

A cela se rajoute le coût de fabrication qui augmente avec le degré de difficulté de réalisation de l'hélice et donc le nombre de pales.

### I.1.2 Fabrication

L'ensemble des lois définies précédemment permet de déterminer à la fois une géométrie de pale et le nombre de pales par hélice nécessaire à la définition du modèle numérique (figure I.12).

Figure I.12 – Modèle numérique d'hélice

Avant de lancer la production de l'hélice, son modèle hydrodynamique est validé à l'aide de logiciels d'analyse numérique de dynamique des fluides CFD (Computer Fluid Dynamics). Toutefois cette seule étape ne peut permettre de s'assurer des performances hydrodynamiques finales du propulseur. Les étapes de C.A.O. et de fabrication peuvent en particulier être sources d'erreurs. La précision du modèle numérique dépend notamment de la densité du nuages de points initial ainsi que des modeleurs employés. Pour que les défauts inhérents aux étapes de modélisation ne se répercutent pas sur les performances hydrodynamiques il est nécessaire que leur précision soit supérieure à celle des moyens de fabrication. Or, l'épaisseur et la corde de la pale (voir figures [I.5\(a\)](#) et [I.4](#)) sont faibles voire nulles en extrémité de pale. Ceci aboutit alors à l'obtention d'un volume fermé souvent source d'erreur en modélisation. Une fois réalisé, le modèle numérique est transféré au bureau des méthodes en charge de la production. De par la complexité de la surface le définissant, la réalisation d'un propulseur se montre souvent complexe. Parmi les difficultés principales on peut recenser les problèmes de collisions outil / pièce dus aux variations de courbure ainsi que l'usinage des zones à fortes courbures (bord d'attaque et bord de fuite). Ces difficultés apparaissent lors de l'étape d'usinage du propulseur mais ne sont pas les seules. Les étapes de choix d'un matériau et les étapes de fonderie sont également cruciales pour obtenir un propulseur satisfaisant le cahier des charges fonctionnelles.

### I.1.2.1 Matériaux pour les hélices

Les matériaux utilisés pour la fabrication des hélices peuvent être regroupés en quatre grandes familles [[Auc96b](#)] (les laitons, les bronzes, les acier inoxydables et les alliages d'aluminium) satisfaisant à différents critères :

- bonne coulabilité (fabrication par moulage),
- bonne résistance mécanique,
- faible corrosion marine,
- résistance à l'érosion de cavitation,
- faible adhérence des salissures,
- facilité de réparation (apport de métal suite à une avarie).

Vers 1960, deux tiers des hélices étaient en laiton haute-résistance (alliage cuivre-zinc avec addition de nickel et d'aluminium). Grâce aux études métallurgiques menées sur les bronze-aluminium-manganèse, les hélices sont à présent réalisées, pour soixante-dix à quatre-vingt % d'entre-elles, en bronze-Al-Ni ou bronze-Al-Mn (plus des traces de fer). L'emploi de ces matériaux a notamment

permis d'améliorer la résistance à la corrosion.

Des hélices en acier inoxydable (éléments d'addition : Cr, Ni et Mo) voire en alliage d'aluminium (duralumin : alliage d'aluminium 2017) et même en alliage de titane peuvent également être rencontrées pour des hélices de faible diamètre et/ou pour des applications particulières nécessitant un gain de poids, une résistance à la corrosion élevée,...

### I.1.2.2 Processus de fabrication

La fabrication des hélices comporte trois phases principales :

1. la fonderie,
2. la finition (par meulage ou usinage),
3. le contrôle géométrique.

① Fonderie : La coulée des hélices reste une opération de fonderie classique à laquelle sont ajoutées des précautions spéciales résultant de la forme en lame mince vrillée des pales. Après coulée, cette forme demande un refroidissement contrôlé très lent, pouvant atteindre une semaine pour une hélice de plusieurs dizaines de tonnes, de façon à éviter toute tension résiduelle pouvant conduire à des déformations de pale incompatibles avec les surépaisseurs de fonderie prévues. En outre les surépaisseurs de fonderie sont minimisées pour réduire le temps d'usinage.

Remarque : Si la fabrication est unitaire (une babord et une tribord) alors le moule est détruit après usage et un jeu d'hélices de rechange est généralement prévu. Dans le cas d'une fabrication en série un modèle en bois réutilisable plusieurs fois est confectionné. La forme du moule ou du modèle est obtenue à partir de la forme des différentes sections cylindriques du plan, de la surépaisseur prévue et de l'expérience du fondeur.

② Usinage : Pour les petites hélices ( $D < 0,30$  m) l'état de surface obtenu après coulée par la technique de la cire perdue est acceptable. Une opération de finition n'est pas utile. Pour les hélices de taille supérieure ( $D > 0,30$  m) les surépaisseurs de fonderie et le moyeu (fixation sur l'axe d'hélice) doivent être usinés. Deux procédés de fabrication sont couramment employés pour l'usinage des pales :

- la finition par meulage manuel,
- l'usinage par machine à commande numérique.



Premier procédé utilisé, le meulage manuel demande une main-d'œuvre qualifiée et la vérification à l'aide de gabarits de la forme des sections de pale obtenues par meulage. Procédé bruyant, polluant et nécessitant de nombreuses heures de travail tout en ne permettant pas d'obtenir une précision entrant dans les tolérances ISO<sup>4</sup> les plus sévères, il est souvent délaissé au profit de l'usinage par machine à commande numérique.

Outre le fait qu'il soit plus précis l'usinage par machine à commande numérique peut se montrer indispensable lorsque le matériau mis en œuvre se prête mal au meulage ou conduit à de fortes surépaisseurs de fonderie (acier inoxydable) qui engendreraient un temps de meulage trop important.

Les opérations sur machine à commande numérique, à trois ou cinq axes pour usiner des surfaces gauches, font appel à des programmes de calculs spécifiques qui permettent de définir la trajectoire de la fraise d'usinage. En fin d'usinage, une phase ultime de polissage manuel est destinée à effacer toute trace d'outils.

Remarques :

- les machines à cinq axes sont nécessaires si l'on veut obtenir avec précision la forme du bord d'attaque. Ceci est important car la forme conditionne très fortement l'apparition de la cavitation,
- pour l'usinage des pales des hélices à pales orientables, on peut utiliser des machines à reproduire à partir d'une pale type.

③ Contrôle : La conformité de la forme de pale réalisée vis-à-vis de la forme prévue est vérifiée à l'aide d'une machine à mesurer. Les coordonnées dans l'espace d'un grand nombre de points appartenant à la surface de la pale sont mesurées et comparées aux valeurs théoriques du modèle C.A.O.

---

4. ISO : International Organization for Standardization

Les normes ISO 484-1 [iso91a] et ISO 484-2 [iso91b] précisent les tolérances admises sur les principales grandeurs géométriques définissant une pale, ainsi que sur la façon d’opérer. Ces tolérances portent sur :

- le pas,
- les longueurs de corde,
- l’épaisseur des sections,
- la cambrure des sections
- l’angle de devers.

En fonction des valeurs relevées, différentes classes d’hélices sont établies (précision décroissante) :

- classe S pour les navires rapides ( $V > 25$  nd) et militaires, navires pour lesquels le bruit et les vibrations sont d’une importance primordiale : paquebots de croisière, navires de recherche,...
- classe 1 pour les navires marchands en général : ferries, remorqueurs de haute mer, cargos,...
- classe 2 pour les navires de faible puissance et faible vitesse : navires de pêche côtière, péniches,...

## I.2 Cycle de vie des hélices marines

Durant le cycle de vie de l’hélice en environnement marin, l’état de surface se dégrade et entraîne une perte de performance propulsive. Afin de limiter l’accroissement de la consommation en carburant qui en résulte, il est nécessaire d’effectuer des opérations de maintenance. Dans une logique économique ces opérations de maintenance doivent intervenir dès l’instant où leur coût devient inférieur au coût engendré par l’accroissement de la consommation [SM84].

Comme le présente Carlton [Car07] la dégradation de l’état de surface n’est pas uniformément répartie sur la pale et résulte de différents phénomènes. Deux phénomènes principaux sont reconnus :

- l’érosion de cavitation,
- le dépôt d’organismes marins.

La répartition de ces défauts est fonction de la position sur la pale (figure I.13).

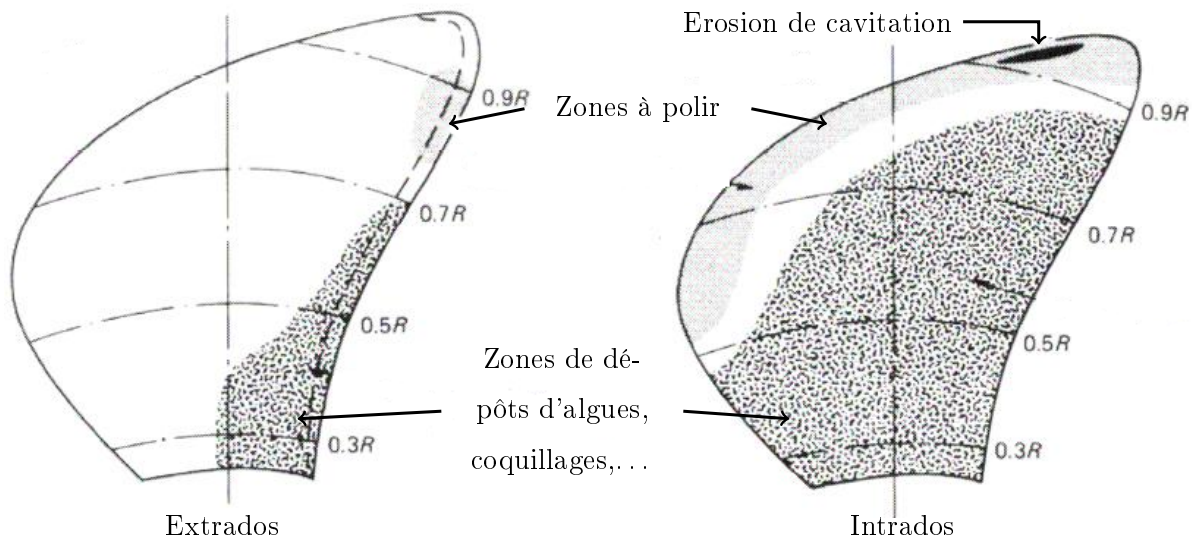


Figure I.13 – Répartition du fouling sur une pale d'hélice [Car07]

### I.3 Formulation de la problématique

Le polissage des hélices représente une part non négligeable de leur coût et de leur temps de fabrication. Or, du fait du fouling, les pales d'hélices ne conservent que peu de temps un état de surface poli miroir. J. Carlton [Car07] montre en particulier que la cavitation dégrade le bord d'attaque. D'autres recherches sur des profils bidimensionnels [BHM03] démontrent qu'un accroissement de la rugosité accroît l'apparition de cavitation et ce, principalement au bord d'attaque. Pour ces raisons, la rugosité doit être uniforme au niveau du bord d'attaque et elle ne doit pas présenter de défauts dus au procédé de fabrication.

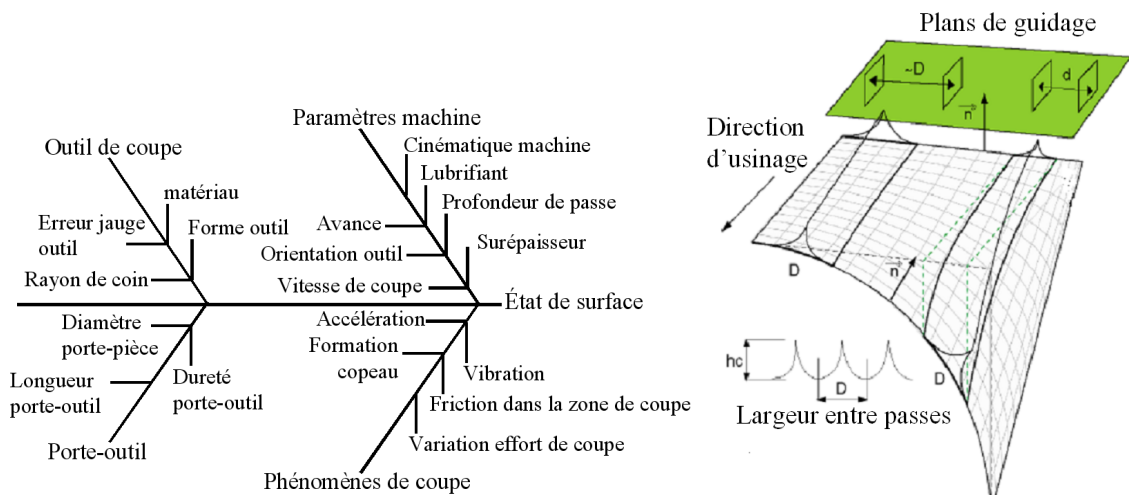
Dans l'industrie, les hélices sont généralement réalisées sur des machines dédiées. De plus, elles sont souvent usinées en deux phases (par retournement) du fait de leur poids (jusqu'à plusieurs tonnes) qui ne permet pas de les positionner sur un axe de rotation. De ce fait, un recouvrement de frontières est nécessaire au niveau du raccordement entre la surface intrados et la surface extrados. Le bord d'attaque où la pression varie beaucoup est l'une de ces zones. Or, si la cavitation apparaît à ce niveau elle risque de se propager sur la totalité de la surface.

Des imperfections d'usinage ne peuvent donc pas être laissées au niveau du bord d'attaque. Une trajectoire d'usinage continue en cet endroit est préférable. Dans cette étude, un usinage de pale continu sera proposé.

De plus, l'ensemble du processus de réalisation des propulseurs marin est remanié pour permettre

l'obtention d'un état de surface ne nécessitant pas de polissage. Des liens transverses aux activités du processus de réalisation sont, entre autres, développés.

L'usinage consiste à décrire la surface avec l'outil pour construire la pale d'hélice par enlèvement de matière. Dans ses recherches [BV03], Bernardos propose un diagramme en arêtes de poisson des paramètres qui affectent la rugosité surfacique. L'orientation de l'axe outil et la largeur entre passes influencent particulièrement l'état de surface (figure I.14(a)). La position de l'outil sur la surface est importante pour ces deux paramètres qui dépendent de la courbure locale de la surface (figure I.14(b)).



(a) Diagramme en arête de poisson des paramètres qui influent sur l'état de surface [BV03] (b) Influence de la largeur de passe sur la hauteur de crête en fraisage 5 axes [Tou01]

Figure I.14 – Paramètres influant sur la hauteur de crête en fraisage 5 axes.

En général, les méthodes classiques de génération de trajectoires d'usinage prennent uniquement en compte des paramètres géométriques pour respecter la hauteur de crête maximale spécifiée. Mais, avec de telles méthodes, la position de la hauteur de crête maximale, la largeur entre deux trajets-outil adjacents et la direction de la crête d'usinage sont inconnues et peuvent entraîner une diminution des performances des propulseurs marins. Ainsi, pour obtenir une rugosité en adéquation avec le comportement du fluide à la surface de la pale, une méthode qui ne tient pas uniquement compte des paramètres géométriques de la pale, mais aussi de données hydrodynamiques, est développée.

## I.4 Contexte de l'étude

### I.4.1 Usinage des hélices

Ce qui ressort essentiellement des recherches bibliographiques effectuées sur le domaine, c'est le nombre limité d'articles sur le sujet. De plus, après avoir consulté les industriels, il s'avère que ceux-ci basent essentiellement leurs méthodes d'usinage sur le savoir-faire acquis. En relation directe avec les performances hydrodynamiques et le suivi acoustique, les méthodes d'usinage sont généralement secrètement gardées par les industriels.

Toutefois, les problèmes d'usinage de ces surfaces gauches justifient des travaux de recherche dès 1977. A cette date, Vickers [Vic77] montre qu'une hélice peut être entièrement réalisée sur des machines à commande numérique tout en continuant à effectuer un fini poli miroir manuel. De même en 1980, Ivanov [Iva80] présente une série de machines à commande numérique dédiées à l'usinage des hélices. Bien qu'intéressants, ces travaux se voient aujourd'hui dépassés de par les progrès effectués dans le domaine de la cinématique des machines outil.

En 1984, Svensen et Medhurst [SM84], étudient l'influence de la rugosité sur la puissance d'entraînement des hélices de navires. Ils montrent notamment que la réfection des hélices n'est pas économiquement justifiée étant donné que le coût de celle-ci est supérieur à celui de l'augmentation de la consommation de fuel due à la diminution du rendement de l'hélice. Outre le fait qu'ils ne soient plus d'actualité de par l'évolution de l'économie mondiale, ces travaux ont également le désavantage de ne traiter à aucun moment des problèmes inhérents à la programmation des trajectoires d'usinage.

Par la suite les recherches ont donc été davantage axées sur les travaux reliant les paramètres d'usinage à la qualité macro et micro géométrique de l'hélice réalisée. Etant donné que les performances des machines actuelles permettent, sans trop de souci, de respecter les contraintes macro-géométriques, les travaux dans ce domaine sont inexistantes. La micro-géométrie, quant à elle, est davantage source de recherche. Youn, [YJP], a notamment développé un algorithme de génération de trajectoire sans collision outil-pièce et donnant un état de surface constant. Sans être continue, une variation de l'état de surface de l'hélice pourrait être obtenue par application de cet algorithme sur un découpage surfacique défini à partir de l'importance à accorder à l'état de surface de la zone en question. Cependant l'outil développé n'accepte qu'un format de type B-spline en entrée rendant son utilisation et son appropriation par les industriels complexes.

Plus orientés sur la génération de trajectoires sans interférence outil-pièce, les travaux de Kuo, [KD02], permettent d'obtenir des trajectoires assurant le respect d'une condition d'écart maximum

entre la surface nominale et celle usinée.

S'attachant à développer des algorithmes de génération de trajectoires sans collision outil-pièce ou, permettant de respecter une contrainte d'état de surface les travaux menés jusqu'à présent ne traitent à aucun moment de suivi de trajectoires. Or, tel que cela est justifié dans les travaux de A. Brient [Bri04], il pourrait se montrer intéressant de générer des trajectoires d'usinage supportées par les lignes de frottement de manière à augmenter le rendement de l'hélice. Les travaux de cette thèse s'attacheront donc à l'étude de ce point.

Un point de départ à cette étude peut être trouvé au sein des travaux réalisés dans un domaine autre que celui des hélices marines : l'aéronautique avec les inducteurs de turbo-réacteur. Hormis Chen et Wang, [CW02], qui ont développé dans leurs travaux les bases de l'usinage de ces éléments, Lim [LLKL02], étudie l'impact de la direction d'usinage, du sens de parcours et de l'orientation outil sur l'état de surface, les vibrations, la déflexion et le vrillage d'un inducteur. Ces travaux révèlent entre autres qu'il est préférable d'avoir une stratégie d'usinage dont l'enlèvement de matière se fait globalement du bord libre vers la zone d'empiètement des aubes d'inducteur, et d'usiner en premier lieu la partie convexe de l'aube : l'extrados (il s'agit de celle la plus exposée aux phénomènes de vibrations en usinage). Toutefois, les études menées sur la direction d'usinage se contentent d'une direction fixe et ne sont pas transférables à un usinage avec suivi de trajectoires évoluant continuellement.

#### I.4.2 Génération de trajectoires d'usinage sous contrainte d'état de surface

Les recherches réalisées précédemment ayant mis en évidence la nécessité d'acquérir des compétences en terme de qualité de surface usinée, un second axe bibliographique portant sur la génération de trajectoire avec contrainte d'état de surface apparaît.

Dans ce domaine, Affouard [ADL<sup>+</sup>04] met au point dans le cadre de l'usinage de poches un algorithme de génération de trajectoires permettant d'éviter le passage par des singularités machine (incertitude de position angulaire) et respectant ainsi la géométrie de la pièce. A partir de l'incertitude de position angulaire et des paramètres outils, des cônes centrés sur les points de singularité définissent les modifications d'orientations outil minimales permettant d'éviter les singularités. Cette méthode consiste donc à déformer une trajectoire initiale calculée grâce au diagramme de Voronoï en insérant de nouveaux points de passage par la méthode de Piegl et Tiller. Bien que la géométrie

de la pièce soit conservée cette méthode présente des difficultés pour garder le point de contact outil-pièce inchangé. Or, si l'on souhaite faire du suivi de trajectoire (lignes de courant) ce point est à assurer.

### I.4.3 Génération de trajectoires d'usinage sans collision

En établissant que de nombreuses imperfections sur la surface usinée sont dues à des interférences locales entre l'outil et la pièce lors des changements de points, ce second paragraphe ouvre un nouvel axe de recherche : la génération de trajectoires d'usinage sans collision. A travers le terme de collision sont regroupées les interférences locales entre l'outil et la pièce mais également les interférences globales entre l'environnement outil (porte outil, l'outil, ...) et l'environnement pièce (pièce, montage d'usinage, ...).

De nombreux travaux récents existent dans le domaine de la détection et l'évitement des interférences locales. Gray, [GBI03], a notamment développé une méthode appelée méthode de la Boule Roulante. Au niveau de chaque point de contact la surface est approchée par une portion de sphère. Le rayon de celle-ci est le plus petit rayon concave de courbure choisi parmi l'ensemble des pseudo-rayons de courbure au point de contact.

Pour chaque point de contact la zone d'ombre projetée de l'outil sur la surface est définie puis, on l'englobe dans un disque sur lequel on trace une grille de points. Les pseudo-rayons sont, en chaque point de contact, les rayons de cercles dont le centre est situé sur une surface normale au point de contact. De plus ces cercles passent à la fois par un point d'une grille tracée sur le disque englobant l'ombre projetée de l'outil sur la surface et le point de contact. Le plus petit rayon concave est quant à lui choisi car il offre le meilleur posage de l'outil. De plus, il offre l'avantage de savoir directement si l'outil est adapté à la surface à usiner (diamètre pas trop important). Outre sa robustesse et sa rapidité, le principal avantage de cette méthode est d'intégrer directement la détection des interférences locales au processus de génération de la trajectoire. Par conséquent un post-traitement de la trajectoire n'est plus nécessaire pour faire cette vérification.

Lors du calcul de l'orientation outil, la zone environnant l'outil à prendre en compte est surestimée. Par conséquent, l'orientation n'est pas optimale pour un taux d'enlèvement matière maximale. En 2005 le même auteur, [GBI05], remédie à cela en développant un nouvel algorithme. Afin de pouvoir être exploitée, la surface environnant l'outil est échantillonnée suite à la facettisation de l'ensemble de la surface à usiner. En chaque point de la trajectoire on construit un repère local puis, on calcule l'orientation outil (angle Tilt seulement) tout en forçant celui-ci à être en contact avec

le CCP<sup>5</sup> et à avoir un axe parallèle à la normale à la surface. Pour cela on cherche un deuxième point de contact outil/surface. Par la rotation des points d'échantillonnage autour d'un axe passant par le CCP et perpendiculaire à la fois à la direction d'avance et à la normale surface on obtient alors des arcs de cercles coupant le tore outil. A partir de ces arcs de cercles on calcule pour chaque point le Tilt nécessaire de manière à ne plus couper le tore. Un tri préalable des points réellement susceptibles d'usiner la surface est réalisé (retrait de ceux appartenant au disque intérieur tore). Le second point de contact est finalement celui offrant un angle de Tilt maximal.

Cette méthode permet de réduire le temps d'usinage (enlèvement de matière maximal) mais, ne gardant pas le point de contact outil-pièce constant, elle n'assure pas un respect continu de la contrainte d'état de surface. De plus elle est dédiée à l'emploi d'outils hémisphériques.

Or dès 2003, Lauwers, [LDK03], remédie à ces problèmes en détectant les collisions à partir d'une surface guide (généralement plane ou cylindrique) servant à générer les positions outils. Un posage sur la surface à usiner est ensuite obtenu en projetant celle-ci selon la normale à la surface guide. Grâce aux angles skew et inclinaison permettant de conserver le point de contact (outil/pièce) constant, on calcule l'orientation outil de manière à maximiser le taux d'enlèvement matière. La projection de l'ensemble de la géométrie outil sur la surface à usiner dans cette orientation outil permet de détecter la présence de collision. Si une collision apparaît l'inclinaison est modifiée et le processus réitéré. Outre une précision accrue cette méthode présente l'avantage d'être basée sur une représentation S.T.L. de l'outil. Par conséquent, tout type d'outil est utilisable y compris un outil torique.

L'ensemble de ces travaux a cependant pour inconvénient de ne détecter que les interférences locales outil-pièce. D'autres méthodes, basées sur un découpage de l'espace, pallient ce manquement. Iluschin, [IEH<sup>+</sup>05], développe entre autre une détection basée sur une représentation polygonale de l'outil, de la pièce et de l'espace machine. Une grille de division de l'espace (préférée à une représentation sous forme de Voxels car moins lourde à traiter) permet de scruter la partie de l'espace environnant le posage outil et de sélectionner les différents segments et triangles de l'outil et de l'espace susceptibles de s'interférer. En égalisant l'équation d'appartenance du point de collision à l'outil avec celle d'appartenance au segment de l'espace machine, la collision est localisée précisément.

Ding, [DMP04], détecte les collisions par application du théorème de l'axe séparateur (l'axe séparateur de deux cubes est soit perpendiculaire à une arête de chaque cube, soit perpendiculaire

---

5. Contact Cutter Point



à l'une des faces de l'un des cubes). La projection des sommets et des centres de la représentation volumique simplifiée (octrees) des éléments à tester sur l'axe permet de comparer la distance entre les centres à la somme des rayons des polyèdres. Il y a collision si la seconde distance est supérieure à la première. Une fois la collision ainsi localisée un calcul vectoriel à partir de la surface NURBS permet d'obtenir le point d'impact précis. Pour cette méthode l'outil et le porte outil sont représentés à partir d'OBB's (méthode de volume englobant pour laquelle le volume est un parallélépipède rectangle orienté de façon à minimiser l'espace vide à l'intérieur de celui-ci) tandis que la surface à usiner est modélisée par des octrees.

Comme nous venons de le voir ces méthodes aboutissent à une détection de l'ensemble des collisions et pas uniquement des interférences locales. De plus, basées sur une approche de la géométrie outil sous forme S.T.L. elles ont l'avantage d'être applicables avec tout type d'outil. Cependant elles ne proposent pas de méthode d'évitement de la collision détectée contrairement aux premières.

Un autre désagrément entraîné cette fois-ci par l'ensemble des méthodes citées au sein de ce paragraphe, est la non-continuité du mouvement outil. En effet, elles aboutissent souvent à un changement brusque de l'orientation outil générateur d'imperfections de la surface usinée. Dans l'objectif d'obvier cet inconvénient le paragraphe suivant traite du paramétrage et de l'analyse du mouvement outil.

#### I.4.4 Paramétrage et analyse du mouvement de l'outil

Afin de minimiser les ralentissements du centre d'usinage et les marquages de surface, et de préserver la machine 5-axes, Jun : [JCYS03] met au point un algorithme de génération de trajectoires sans collision qui de plus planifie des mouvements outil lisses. La première étape, préalable au calcul de la trajectoire d'usinage, est la construction d'un espace des orientations accessibles pour l'ensemble des positions outil (orientations pour lesquelles il n'y ni interférences globales ni locales comme le talonnage). Les positions ont quant à elles été déterminées de façon à minimiser l'erreur d'usinage (corde). Puis, l'orientation est affinée en sélectionnant dans l'espace des orientations accessibles, celle minimisant la hauteur de crête. Enfin, si plusieurs solutions sont possibles celle minimisant la différence d'orientation vis à vis du posage précédent est sélectionnée. La construction de l'espace des orientations autorisées est réalisée par analyse G-Buffer (comparaison d'altitudes) sur l'élément de la surface CAO contenu dans la projection de l'outil selon Z. La surface ayant préalablement été facettisée (format STL).

En 2004 Pateloup [PDR04] met au point une nouvelle méthode d'usinage de poche. Les points nou-

veaux apportés par celle-ci sont notamment une continuité C2 de la trajectoire assurant une vitesse d'avance maximale (comportement dynamique de la machine) et la gestion des rayons de coin en accord avec l'engagement radial maximum admissible par la fraise.

Ces algorithmes de lissage de l'orientation outil minimisant les défauts d'usinage ont pour défaut de ne pas conserver le point de contact outil/surface constant. Ceci est gênant pour nos travaux du fait qu'ils ne permettent pas d'assurer un suivi de trajectoires précis. Des améliorations peuvent donc être apportées sur ce point.

#### I.4.5 Formats d'interpolation : Bézier, B-Spline

Pour mener à bien le suivi de trajectoire, les travaux décrits dans les paragraphes précédents ont tous mis en avant le fait qu'il allait falloir employer de nouveaux formats d'interpolations. Ainsi, la partie suivante s'attache à développer ce thème.

Un premier travail intéressant autour de cet axe est celui réalisé par Duc, [DLB02], montrant l'intérêt de l'interpolation polynomiale pour l'UGV. En effet, ce format permet d'avoir des segments élémentaires de trajectoire plus grands et d'assurer une continuité C2 entre les arcs. L'interpolation polynomiale permet également un gain de temps d'usinage car les discontinuités sont moins importantes et la dynamique machine s'en trouve améliorée. D'un point de vue géométrique, l'interpolation polynomiale permet une facettisation moindre de la pièce et un moindre marquage dû aux ralentissements aux discontinuités. De plus, une nouvelle méthode de description de la trajectoire grâce à deux courbes guides (polynomiales) support de deux points caractéristiques de l'outil dont l'avantage est de pouvoir décrire tout type de trajectoire (sur machine 3 à 5 axes), est mise en place. Enfin, un point qui concerne particulièrement nos travaux : Duc explique comment l'implémentation d'une transformation géométrique au niveau du calcul des consignes de position dans la commande numérique permet de garantir la fidélité entre la trajectoire réellement décrite dans le repère pièce et la trajectoire programmée.

Riche en enseignements ce travail ne développe cependant pas d'algorithme de calcul de trajectoires, qui est l'objectif final de nos travaux. Palliant cela, Müller [MEX04] met au point un algorithme d'interpolation on-line par Splines pour commande numérique 5 axes dans le but de générer une trajectoire pour laquelle la trajectoire interpolée est la plus fidèle possible à l'originale tout en conservant une vitesse d'avance constante de manière à minimiser les vibrations et les efforts d'usinage. Pour avoir une vitesse d'avance constante les longueurs d'arcs à interpoler sont calculées à partir de la période d'échantillonnage du DCN (elle-même constante) puis, les commandes d'axes

sont générées en les paramétrant en fonction des longueurs d'arcs. Offrant l'ensemble des caractéristiques mises en avant par Duc, cet algorithme, pour être robuste, doit cependant être appliqué sur une surface géométriquement continue pour laquelle la position et la tangente peuvent être calculées. Là encore apparaît un point gênant pour nos travaux, la courbure d'une pale d'hélice pouvant être notamment importante dans la zone du pied de pale.

## I.5 Conclusion : axes de recherche

A l'issue de ces recherches plusieurs directions d'approfondissement se présentent. Peu de travaux ont notamment été effectués dans le domaine de la génération de trajectoire à direction d'usinage variable. Il serait également novateur de mettre au point un algorithme de génération de trajet outil permettant de respecter une contrainte d'état de surface continûment variable tout en assurant un point de contact outil/matière constant. Toujours dans le souci de préserver la qualité de la surface usinée, l'intégration à cet algorithme d'une méthode de détection des interférences ne le rendrait que plus innovant tel que le révèle la troisième partie de la bibliographie. Enfin, en le basant sur un format d'interpolation de type Bézier ou B-Spline il permettrait d'améliorer le comportement machine en terme de continuité et de lissage du mouvement outil mais également en terme de respect des vitesses de consigne, points posant encore de nombreux problèmes à l'heure actuelle.

Un axe de recherche, pouvant se rapprocher de la surface fonctionnelle telle que définie par Tournier [Tou01] est également envisagé. Les trajectoires d'usinage sont généralement obtenues par post-traitement F.A.O. de la surface créée en C.A.O. En partant de l'hypothèse qu'il est possible d'obtenir les lois de conception d'une hélice, une méthode innovante d'usinage consisterait à générer les trajectoires d'usinage sans passer par une étape de C.A.O. Outre le gain de temps apporté par la suppression de l'étape de C.A.O., il est envisageable que cette méthode améliore également la précision de la géométrie usinée en s'affranchissant des approximations numériques qui ont lieu lors du passage des lois à la C.A.O. et de la C.A.O. à la F.A.O. De plus, cette méthode présenterait l'intérêt d'être issue directement des exigences fonctionnelles et donc de mieux y répondre.

Dans une première partie le processus de conception et les différentes étapes de réalisation des propulseurs marins ont été décrits. A partir d'un état de l'art sur les techniques d'usinage (applicables aux hélices marines), des axes de recherches sont proposés pour améliorer le processus de réalisation des hélices marines. La deuxième partie de ce rapport porte sur le développement de

ces axes de recherche.



---

# Nouvelle approche du processus de fabrication des hélices marines

---

## Sommaire

<b>II.1</b>	<b>Activités liées à l'usinage d'hélices marines</b>	<b>32</b>
II.1.1	Usinage "classique" d'hélice	32
II.1.2	Proposition d'intégration fonctionnelle	35
<b>II.2</b>	<b>Relations entre les différentes activités du processus de fabrication</b>	<b>36</b>
II.2.1	Relations existantes	36
II.2.2	Approche multimétier et propositions pour un usinage fonctionnel	39
II.2.2.1	Nouvelles liaisons entre domaines d'activités	39
II.2.2.2	Restructuration des activités	40
II.2.3	Les trajectoires d'usinage : élément central pour un usinage fonctionnel	40
<b>II.3</b>	<b>Quelle donnée hydrodynamique comme support des trajectoires d'usinage ?</b>	<b>42</b>
II.3.1	Relations entre état de surface et performances hydrodynamiques pour un profil portant 2D	42
II.3.1.1	Methodologie	43
II.3.1.2	Conditions d'essais	44
II.3.1.3	Etude de similitude	45
II.3.2	Les lignes de frottement	48
<b>II.4</b>	<b>Génération de trajectoires d'usinage supportées par des lignes de frottement</b>	<b>50</b>
II.4.1	L'usinage 5-axes par suivi de courbe.	50
II.4.2	C.F.A.O. et génération de trajectoires	52

II.4.3 Stratégie d’usinage pour la pale d’hélice . . . . .	53
<b>II.5 Conclusion : développements nécessaires à la génération de trajectoires d’usinage fonctionnelles d’une hélice marine.</b> . . . . .	<b>55</b>

---

L’étude des phases de conception et de réalisation des hélices marines, couplée à l’analyse de leur cycle de vie fait apparaître des axes de recherches potentiels. Des modifications portant sur le processus d’usinage doivent notamment permettre de baisser le temps et le coût de fabrication des propulseurs. Ainsi le processus d’usinage, tel que celui suivi actuellement, doit être retravaillé et un nouveau concept permettant de rendre fonctionnel l’usinage des pales d’hélices reste à développer. Au travers de ce chapitre II, ce sont non seulement les activités d’usinage des pales d’hélices, mais également les interactions qu’elles ont entre-elles qui sont décrites.

Ainsi la première partie s’attache à classifier les “activités” techniques et fonctionnelles du processus de réalisation des hélices marines tel qu’il est couramment réalisé aujourd’hui. Cette classification est remise en cause pour proposer un usinage qualifié de fonctionnel. Une deuxième partie aborde les relations actuelles entre les domaines d’activité ainsi que la restructuration à apporter. Une des principales améliorations consiste à proposer de nouvelles interactions.

La mise en place de ces nouvelles liaisons positionne la trajectoire au centre du processus décrit en deuxième partie de ce chapitre II.

Le contexte de la méthode de génération de trajectoires est rappelé dans une troisième partie. Une proposition de développement de méthodes de résolution est élaborée dans une quatrième et dernière partie.

## II.1 Activités liées à l’usinage d’hélices marines

### II.1.1 Usinage “classique” d’hélice

La démarche liée à la réalisation d’une hélice par usinage suit, comme la plupart des méthodes d’usinage, un processus principalement séquentiel de la première étape concernant la mise en place d’un cahier des charges du produit à réaliser, à la dernière étape de contrôle du produit usiné. Le cahier des charges qui rassemble l’ensemble des fonctions à assurer par le produit, peut ne pas être directement compréhensible par le procédé de réalisation (le centre d’usinage et son environnement). Des étapes de “traduction” des exigences fonctionnelles en données machines ont lieu entre la pre-

mière et la dernière étape du processus de réalisation. Pour que le produit réalisé soit fidèle aux spécifications du cahier des charges, il est nécessaire que le nombre et la diversité des interactions existantes entre les différentes activités soient suffisants.

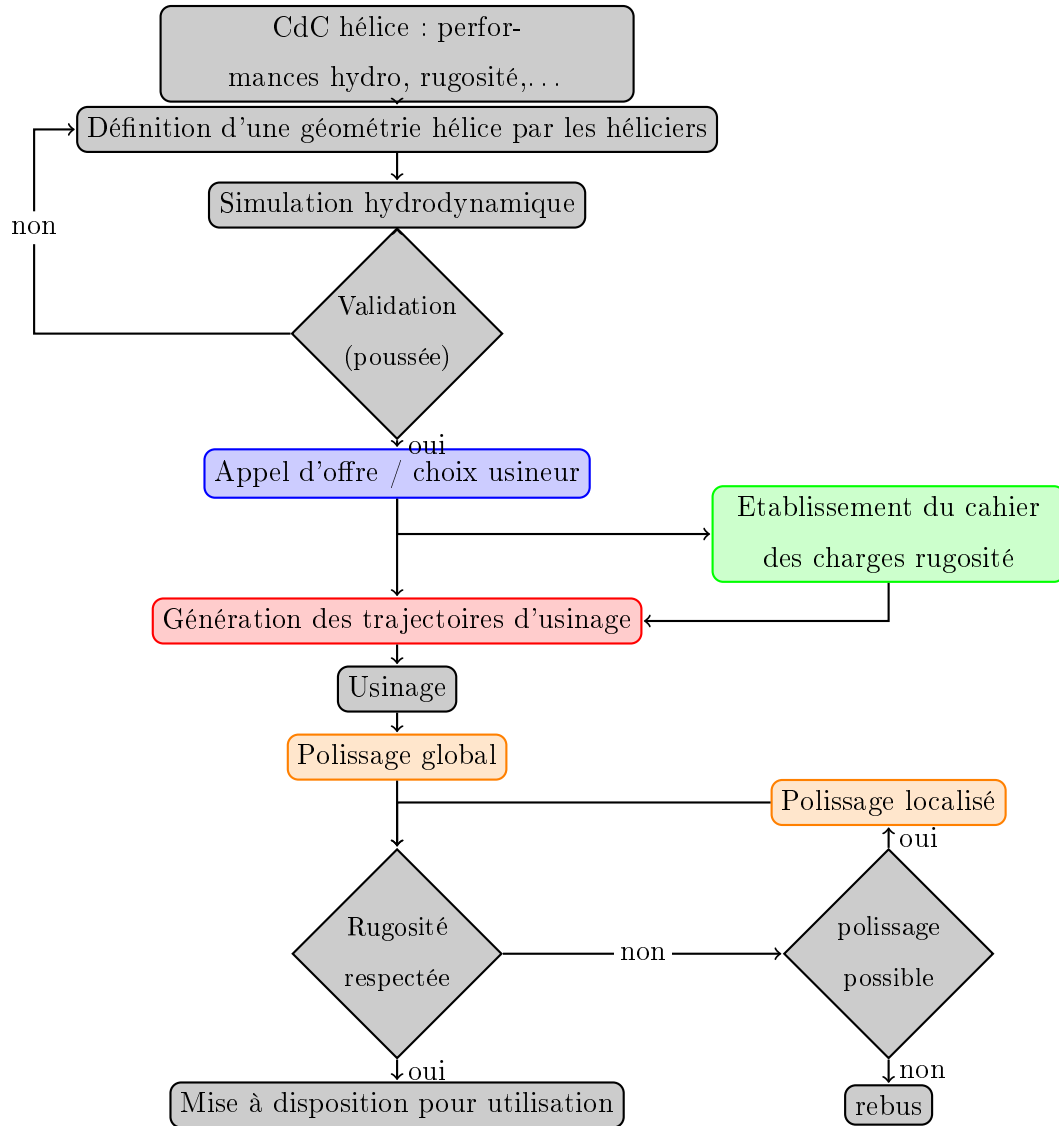


Figure II.1 – Schématisation du processus actuel de réalisation d'hélices marines

Le processus actuel de réalisation des pales d'hélice est schématisé sur la figure II.1. Il est décrit par une succession d'étapes qui sont soit des actions soit des résultats d'actions antérieures. Bien qu'elles soient liées, généralement de façon séquentielle, ces étapes ne font pas partie d'un même domaine d'activités (hydrodynamique, C.A.O., F.A.O., moulage, usinage, ...). En effet, les différentes actions inhérentes au processus de réalisation d'une hélice nécessitent la mise en œuvre



de logiciels, méthodes, savoir-faire, vérifications, . . . au sein des différents domaines.

Comme le montre la figure II.1 les premières étapes de la démarche sont des étapes liées à la définition hydrodynamique de l'hélice ; elles dépendent du domaine fonctionnel du produit. Les étapes suivantes sont quant à elles des étapes permettant d'aboutir à la réalisation de l'hélice ; elles dépendent du domaine qualifié de physique.

Les données fonctionnelles ne sont pas directement interprétables par le procédé de réalisation, il est nécessaire de les traduire en données numériques. Ces étapes de traductions mettent en œuvre des procédés qui ne sont ni fonctionnels ni physiques au sens décrit ci-dessus. Elles sont regroupées au sein d'un domaine digital dit "virtuel".

A partir de ces distinctions, les étapes du processus de réalisation sont classées dans trois domaines différents. La classification obtenue est présentée sur la figure II.2.

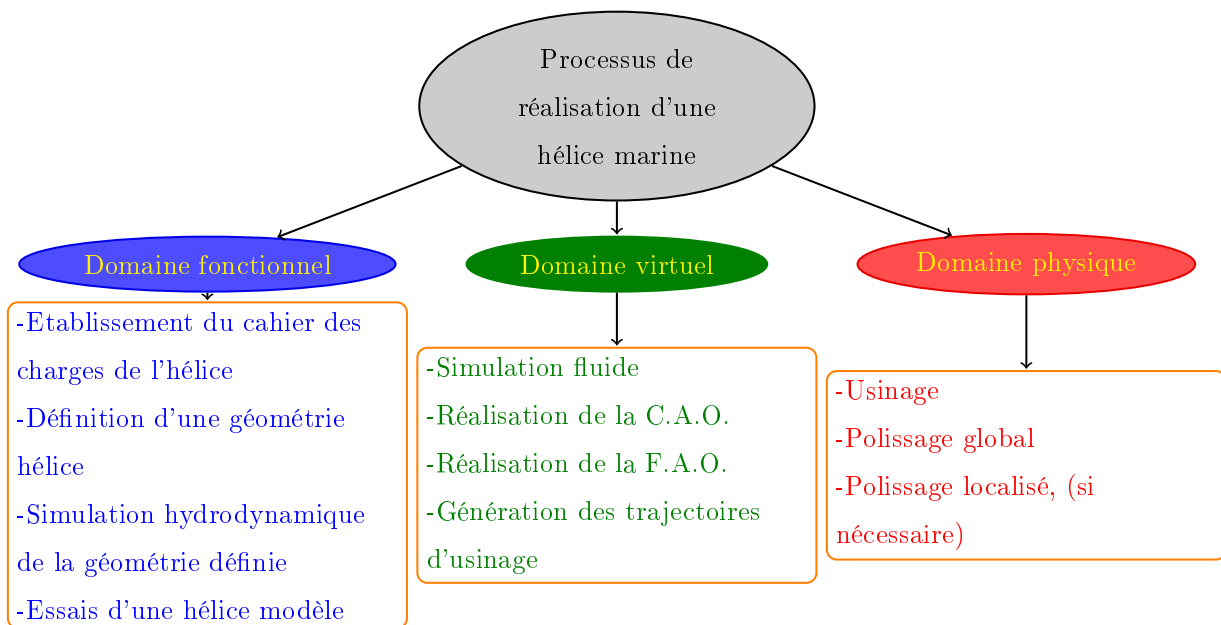


Figure II.2 – Etapes du processus de réalisation d'une hélice

Cette classification établie (figure II.2) concerne les différentes étapes du processus actuel de réalisation des propulseurs marins. L'usinage est une étape de passage et non pas une étape fédératrice de l'ensemble des activités.

### II.1.2 Proposition d'intégration fonctionnelle

La proposition de notre approche consiste à positionner l'activité d'usinage au cœur du processus de réalisation. En considérant que les données issues des différentes activités des domaines fonctionnel et virtuel peuvent être pertinemment interprétées, il s'agit de ne pas voir disparaître les exigences et compétences de chaque acteur dans une traduction suffisante mais partielle et irréversible. Le support de l'activité d'usinage doit donc interpréter autant que possible le cahier des charges.

Certaines étapes du domaine fonctionnel, et donc des éléments antérieurs ou postérieurs à celles-ci, sont prises en compte pour réaliser les étapes des domaines virtuel et physique.

Le domaine virtuel est un domaine qui met en œuvre des données numériques (modèles C.A.O. et F.A.O., trajectoires d'usinage, ...). Par conséquent, il est intéressant d'y faire intervenir des données issues des simulations hydrodynamiques nécessaires à la validation géométrique de l'hélice. De plus les activités du domaine virtuel dépendent du savoir-faire des intervenants. En effet, des choix sont réalisés tels que l'adéquation de la cinématique du centre d'usinage et de la pièce à réaliser, de la géométrie de l'outil et de la pièce à usiner, ... La fonction à réaliser par le produit peut être inconnue lors de ces choix. Ainsi, la mise en place de relations entre les compétences des domaines fonctionnels et virtuels contribue à l'obtention d'un usinage fonctionnel. En outre les choix des experts du domaine virtuel peuvent être orientés par des considérations fonctionnelles (présentes dans le cahier des charges).

Le domaine physique est un domaine faisant intervenir principalement des compétences humaines (usinage, polissage, ...) et des systèmes mécaniques (machine d'usinage, pièce à usiner, ...). Dans ce cas il semble également intéressant de mettre en relation les intervenants de ce domaine avec ceux du domaine fonctionnel afin de donner une orientation fonctionnelle à leurs choix. En effet, il est envisageable qu'ils orientent certains de leurs choix à partir d'éléments du cahier des charges du produit et que, vice versa, certains éléments du cahier des charges soient spécifiés par les critères provenant du domaine physique.

A partir de ces considérations, notre approche fait évoluer la classification présentée sur la figure II.2 vers la classification proposée sur la figure II.3 où des éléments du domaine fonctionnel migrent vers les domaines virtuel et physique.

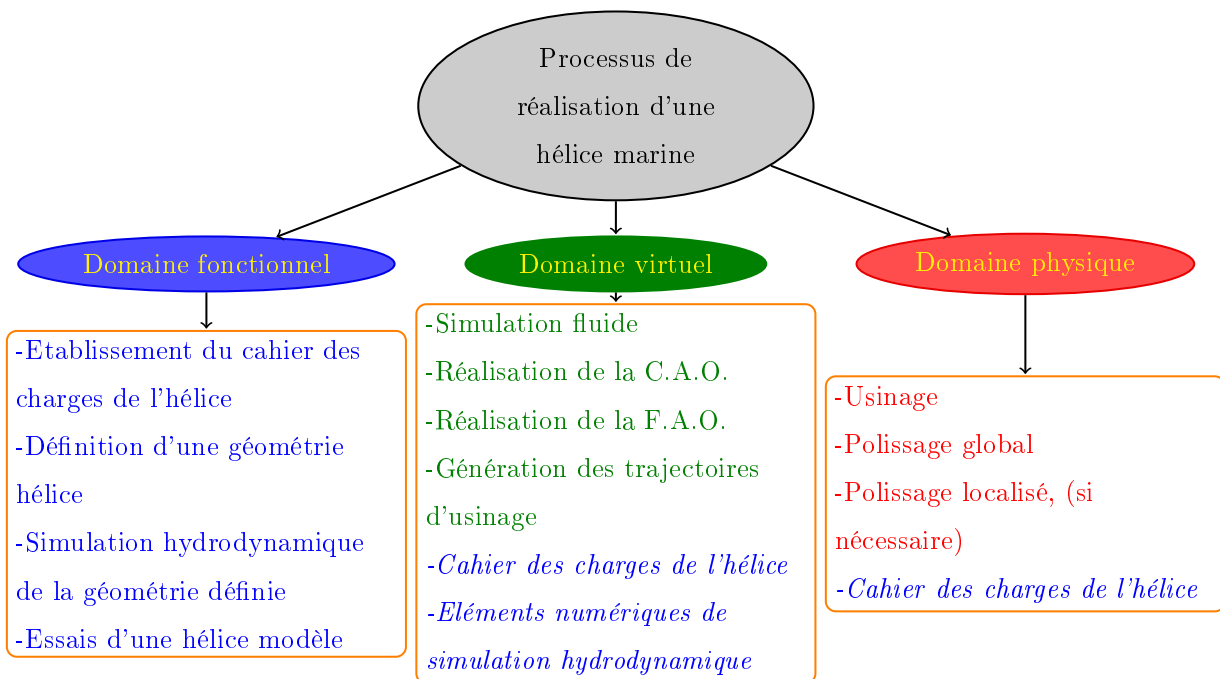


Figure II.3 – Migration d'éléments de la classification par domaines des étapes du processus de réalisation d'une hélice

La mise en place de cette proposition fait l'objet de l'étude présentée dans la partie suivante.

## II.2 Relations entre les différentes activités du processus de fabrication

### II.2.1 Relations existantes

Éléments à l'interface de différents domaines d'activité :

Certains éléments du processus de réalisation des propulseurs marins décrits précédemment (figure II.3) peuvent appartenir à plusieurs domaines d'activités. Par conséquent la représentation de ces éléments n'est pas centrée dans les domaines en question mais à l'interface d'au moins deux domaines. C'est par exemple le cas de la simulation fluide du modèle géométrique défini par les hydrodynamiciens. En effet cette modélisation d'une part correspond à la validation de la géométrie et d'autre part précède l'étape de construction du modèle numérique (C.A.O.). Ainsi elle appartient respectivement aux domaines fonctionnel et physique (figure II.4).

De même les trajectoires d'usinage sont le résultat numérique du processus de génération de tra-

jectoires d'usinage et la donnée d'entrée de l'activité liée au centre d'usinage. Par conséquent, les trajectoires d'usinage sont un élément à l'interface entre les domaines virtuel et physique. Au sein de cette interface on référence également la machine d'usinage qui, par ses caractéristiques, influe sur le modèle F.A.O. du produit et sur le produit en lui même.

Le fluide au voisinage de l'hélice a un comportement qui dépend de la géométrie de celle-ci. En effet ses caractéristiques intrinsèques (diamètre, épaisseur, pas,...), mais également les caractéristiques de rugosité, influent sur le comportement du fluide. Le fluide est donc un élément positionné entre domaines physique et fonctionnel (figure II.4).

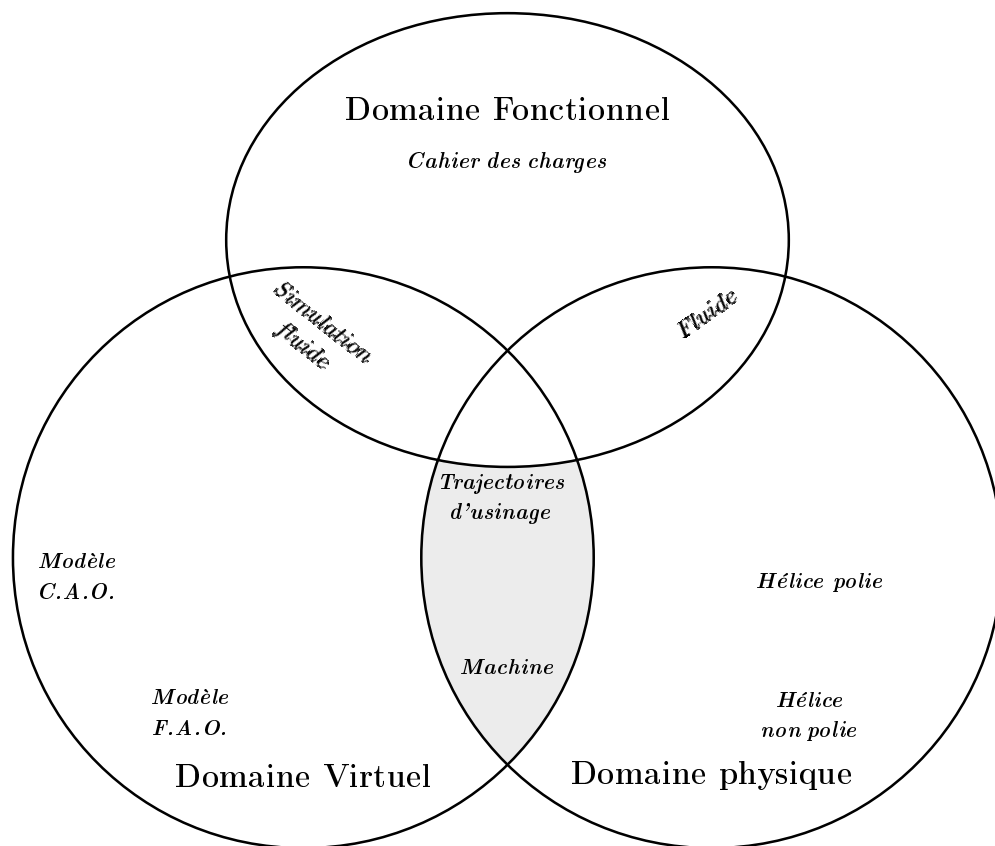


Figure II.4 – Activités du processus d'usinage d'hélices

Liaisons entre les éléments du processus :

Les éléments du processus de réalisation des hélices classés au sein de différents domaines sont des éléments "interactifs". Les interactions peuvent être de différents niveaux :

- interaction entre activités d'un même domaine,
- interaction entre activités de domaines différents,

et de différents types :

- interaction caractérisant un transfert de données (exemple : modèle CAO vers modèle FAO),
- interaction caractérisant une contrainte (exemple : adéquation entre trajectoire d'usinage et cinématique machine),
- interaction caractérisant une influence (exemple : l'hélice qui influe sur le fluide),
- interaction caractérisant la réalisation d'un élément (exemple : usinage de l'hélice).

Représentation des liaisons et éléments d'interface actuels entre domaines :

Une même symbolique est adoptée pour l'ensemble des interactions (figure II.5) : une flèche noire unie ou bi-directionnelle selon qu'un seul des éléments agit sur l'autre ou qu'ils agissent l'un sur l'autre. Toutefois, les interactions du type contrainte sont représentées par une flèche en pointillés noirs sur laquelle est apposée la contrainte.

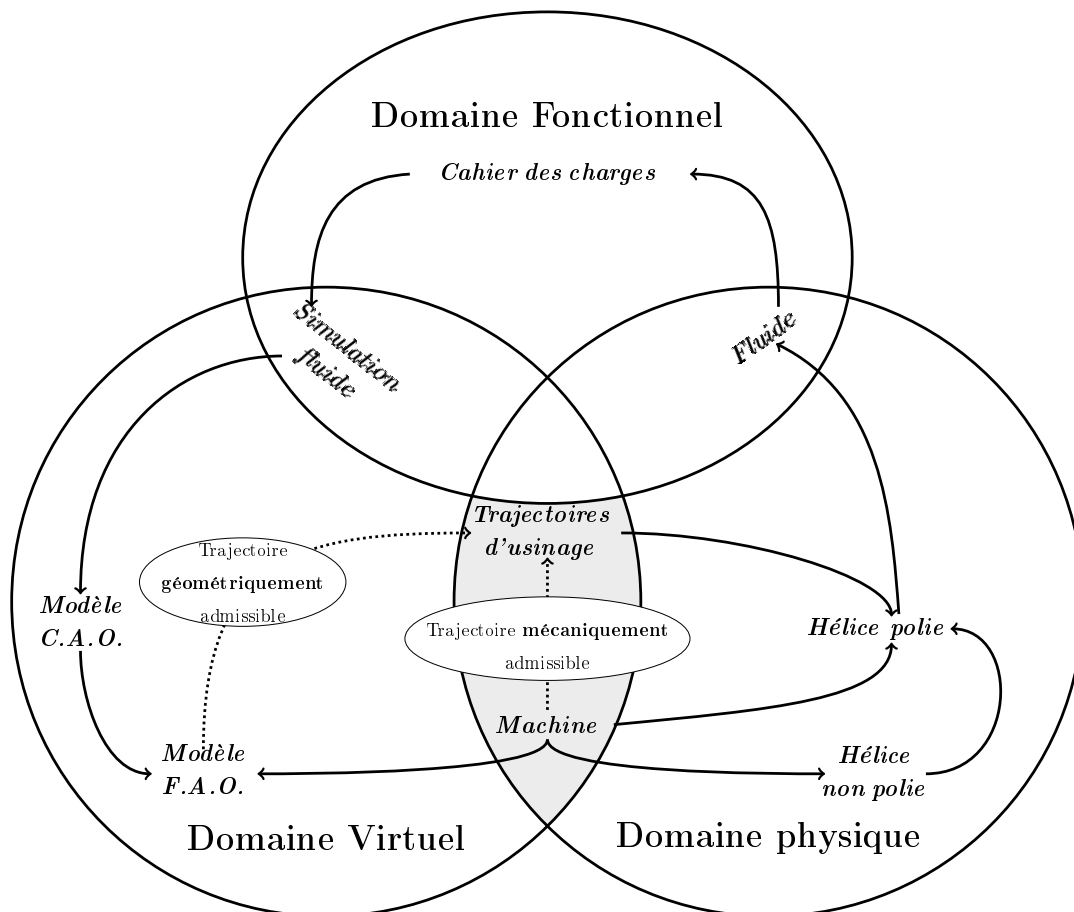


Figure II.5 – Classification des domaines, éléments et interactions au sein du processus actuel d'usinage d'hélices

Actuellement le processus de réalisation des hélices est organisé de telle manière que les données amonts à l'étape d'usinage sont uniquement des données géométriques répertoriées dans le domaine virtuel selon la classification (figures II.4 et II.5).

## II.2.2 Approche multimétier et propositions pour un usinage fonctionnel

### II.2.2.1 Nouvelles liaisons entre domaines d'activités

La méthode d'usinage envisagée doit permettre de se passer de l'étape de polissage de l'hélice. La méthode retenue passe par la mise en place d'un usinage qualifié de fonctionnel. C'est à dire que ses trajectoires s'appuient sur des critères propres au domaine fonctionnel. Les modèles C.A.O. et F.A.O. de l'hélice prennent en compte les données fonctionnelles à travers les seules caractéristiques de l'hélice (pas, diamètre externe, ...). Toutefois, se passer de l'étape de polissage, nécessite d'obtenir un état de surface après usinage permettant d'atteindre des performances au moins égales à celles obtenues avec un état de surface poli miroir. Or, le modèle C.A.O. ne contient aucune information sur la rugosité; le modèle F.A.O., même s'il prend en compte un critère de rugosité tel que la hauteur de crête  $h_t$ , ne fait intervenir aucune considération fonctionnelle sur celle-ci. Par conséquent il est nécessaire d'enrichir les différentes étapes auxquelles ces éléments sont liés.

La validation d'un modèle numérique de l'hélice passe par la simulation du comportement du fluide à sa paroi. Lors des simulations ce comportement se traduit par l'obtention de trajectoires liées à l'écoulement. La réalisation sur centre d'usinage est une étape faisant intervenir d'autres trajectoires : les trajectoires d'usinage.

Par conséquent, afin d'obtenir un usinage qualifié de fonctionnel, la proposition porte sur la mise en place de liaisons entre les trajectoires d'usinage et les trajectoires hydrodynamiques. Afin de traduire avec cohérence le comportement souhaité de l'hélice, il est également nécessaire que les trajectoires d'usinage prennent en compte des informations contenues dans le cahier des charges fonctionnel.

De plus, si une rugosité orientée à l'issue de l'usinage est laissée à la surface de l'hélice, les trajectoires d'usinage deviennent influantes sur le comportement du fluide proche de la surface de l'hélice. Ainsi, de même que la simulation hydrodynamique de l'hélice à réaliser, l'analyse de résultats d'essais d'hélices modèles peut permettre d'obtenir des informations sur l'orientation à donner aux trajectoires d'usinage; comme on le verra §II.3.2.

De manière à augmenter le degré fonctionnel de l'usinage d'hélices marines, de nouvelles liaisons

entre éléments des domaines fonctionnel, physique et virtuel sont proposées (figure II.5).

Ces nouvelles liaisons sont les suivantes :

- influence du cahier des charges sur les trajectoires d’usinage recentrées (critère de rugosité, absence de discontinuité au bord d’attaque, . . . ),
- influence des lignes de frottements issues de la simulation hydrodynamique sur les trajectoires d’usinage (objet principal des travaux),
- influence des trajectoires d’usinage sur le comportement du fluide (rugosité d’usinage qui n’est plus “effacée” par le polissage).

### II.2.2.2 Restructuration des activités

Des interactions complémentaires sont ainsi proposées entre les activités du domaine fonctionnel et certains éléments des domaines physique et virtuel. L’étape de génération de trajectoires d’usinage doit en particulier être enrichie par des relations avec des activités du domaine fonctionnel.

L’élargissement des compétences repositionne les trajectoires d’usinage à l’interface des trois domaines d’activités.

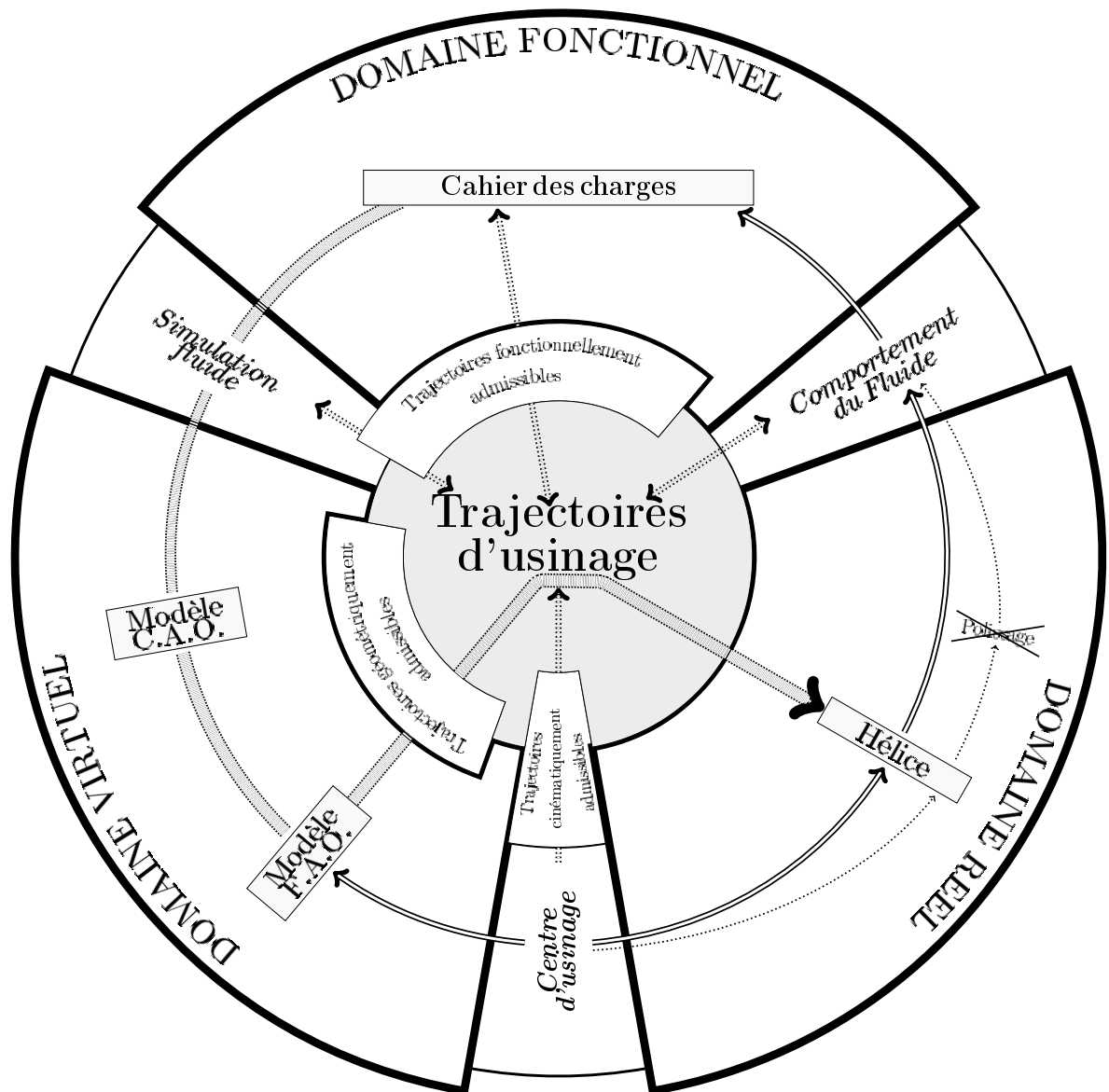
En proposant un usinage qualifié de fonctionnel, l’objectif des travaux est de supprimer l’étape de polissage. Par conséquent la mise en place des nouvelles interactions engendre la disparition de cette activité.

### II.2.3 Les trajectoires d’usinage : élément central pour un usinage fonctionnel


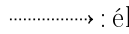
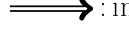

Afin que l’usinage s’enrichisse d’un point de vue fonctionnel, les trajectoires d’usinage sont proposées comme élément central de l’usinage de propulseurs marins.

A partir de cette considération le processus de génération de trajectoires d’usinage est repensé pour inclure les domaines précédemment détaillés dans un même ensemble (figure II.6). Positionner les trajectoires d’usinage au centre des activités nécessite qu’elles soient compatibles avec les différents domaines d’activités et plus particulièrement qu’elles le deviennent avec le domaine “fonctionnel”.

Les différentes données liées aux activités “fonctionnelles ” font l’objet de la partie II.3.



LEGENDE:

-  : processus actuel
-  : éléments supprimés
-  : interactions proposées
-  : liaisons proposées

- Usinage** : Eléments de la génération de trajectoires
- Trajectoire** : Contraintes sur les trajectoires d'usage
- Texte normal : Eléments de connection entre domaines

Figure II.6 – Processus de réalisation d'hélices pour un usage fonctionnel



## II.3 Quelle donnée hydrodynamique comme support des trajectoires d'usinage ?

Rendre fonctionnel l'usinage des pales d'hélices passe par le développement de nouvelles interactions entre les activités (§II.2.2). Les trajectoires d'usinage doivent en particulier être repositionnées au centre du processus.

En ce sens, les travaux de thèse d'A. Brient : “étude de l'influence du processus de fabrication sur les performances des propulseurs marins : approche multimétiers de l'usinage ” [Bri04], étudient les effets de la rugosité de la paroi sur un écoulement bidimensionnel et développent l'idée qu'un état de surface dirigé selon le fluide pourrait permettre de s'affranchir de la phase de polissage.

Ce paragraphe II.3 synthétise tout d'abord les travaux menés dans le cadre de cette thèse [Bri04] pour obtenir une estimation des performances hydrodynamiques de profils bidimensionnel rugueux et poli-miroir à partir d'essais en tunnel de cavitation.

Le paragraphe suivant (II.3.2) présente quant à lui les données hydrodynamiques nécessaires à la génération tridimensionnelle des trajectoires d'usinage fonctionnelles.

Le contexte interlaboratoire de la réalisation de ces travaux a permis la confrontation des différents métiers inhérents à l'approche hydrodynamique et à l'approche de fabrication d'une telle étude. Le respect des contraintes de part et d'autre permet d'envisager dès la conception, la prise en considération des différents critères liés à la réalisation (notamment l'usinage). Ainsi une élaboration multimétier dès les premières définitions s'oriente suivant le concept Design For Manufacturing.

### II.3.1 Relations entre état de surface et performances hydrodynamiques pour un profil portant 2D

A travers la mise en place d'un Plan d'étude amont (PEA), Brient & Al. [MHA<sup>+</sup>03], ont déterminé les conditions de similitude hydrodynamique et de similitude de fabrication à respecter pour que le comportement d'un profil en tunnel soit similaire à celui en eau libre de la section à  $0,7.R$  (Figure II.7) d'une hélice réelle d'un diamètre  $\phi = 1,71 m$  à son point de fonctionnement nominal.

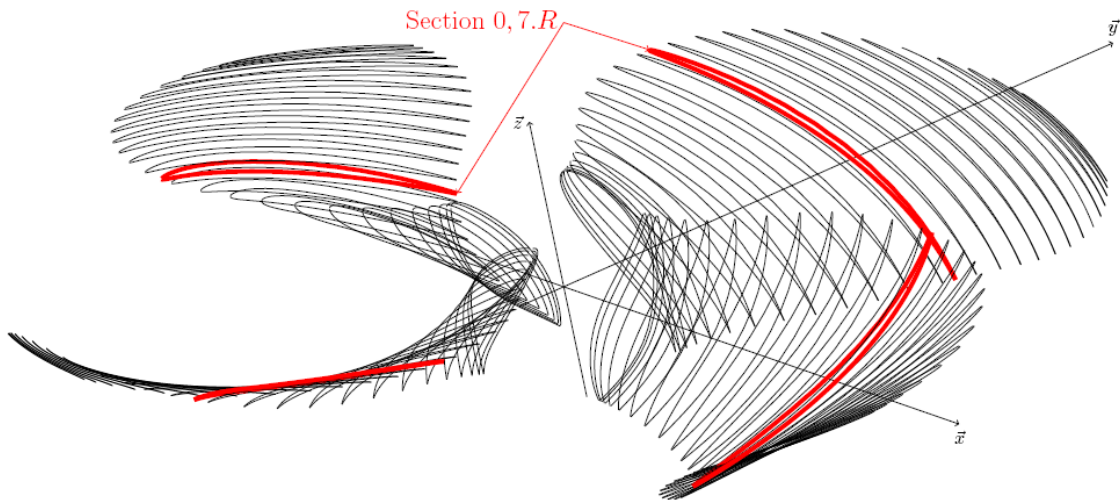


Figure II.7 – Sections géométriques de l'hélice réelle et particulièrement la section à 0,7.R

### II.3.1.1 Méthodologie

L'hélice considérée a été dessinée pour une certaine plage de fonctionnement ( $J^1=0,645$ ). Les conditions de test disponibles ne permettent pas de rester dans une plage de fonctionnement équivalente. Les conditions de fonctionnement en configuration réelle et en test sont présentées dans le tableau II.1.

Configuration réelle (section à $R_{0,7} = 598,5\text{mm}$ )	Configuration de test (Tunnel hydrodynamique IRENav)
$C^{(2)}=658,77\text{ mm}$ $N^{(3)}=556,5\text{ tr/min}$ $U^{(4)}=36,35\text{ m/s}$ $H^{(5)}=0,5\text{ mm}$	$U_{maxi} = 15\text{ m/s}$ $Corde_{maxi} = 150\text{ mm}$
$Re^{(6)} = 24.10^6$	$Re_{maxi} = 2,25.10^6$

Tableau II.1 – Conditions de fonctionnement d'une hélice  $\phi = 1,71\text{ m}$  et conditions d'essais.

A partir des observations faites numériquement sur les relations entre l'état de surface et les

- 
1.  $J$  est le coefficient donné par :  $J = \frac{V_a}{ND}$  où  $V_a$  ( $m.s^{-1}$ ) est la vitesse d'avance du bateau,  $N$  ( $tr.min^{-1}$ ) la vitesse de rotation de l'arbre hélice et  $D$  ( $m$ ) son diamètre.
  2.  $C$  ( $m$ ) : corde de l'hélice au rayon  $R$  de la section considérée.
  3.  $N$  ( $tr.min^{-1}$ ) : Vitesse de rotation de l'arbre hélice en tours par minute.
  4.  $U$  ( $m.s^{-1}$ ) : vitesse d'avance du bateau et donc vitesse du fluide amont à l'hélice.
  5.  $H$  : la hauteur des stries d'usinage sur l'hélice réelle.
  6.  $Re = \frac{Uc}{\nu}$  est le nombre de Reynolds.

performances hydrodynamiques, une étude de similitude permet de comparer la configuration test et la configuration réelle.

### II.3.1.2 Conditions d'essais

Le tunnel hydrodynamique permet de réaliser des essais sur des foils. Un foil bidimensionnel est la surface obtenue par l'extrusion d'une courbe contenue dans un plan 2D selon une direction perpendiculaire. La section utilisée pour générer le foil est celle située au rayon  $r=0,7.R$ , section considérée comme la plus significative des performances de l'hélice. Les performances hydrodynamiques de l'hélice réelle sont calculées et sont prises comme référence. Afin de limiter les problèmes de déformation lors des essais sur la maquette, une étude de dimensionnement est couplée à l'étude hydrodynamique (Annexe A).

**Calcul 3D-hélice en fluide parfait :** Afin de déterminer les performances de l'hélice réelle un code de calcul de singularités reposant sur la méthode particulière de Rehbach [Reh80] est utilisé. Une discrétisation de la pale en seize tranches de neuf facettes chacune (Figure II.8) est affinée au niveau de la tête et du pied de la pale.

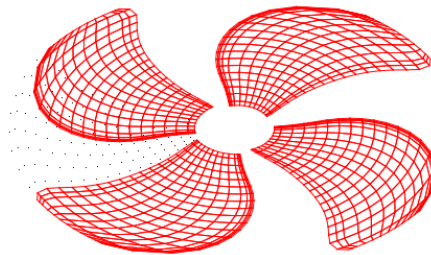


Figure II.8 – Exemple de discrétisation de l'hélice.

Le coefficient de portance,  $C_T$ , de la maquette est similaire à celui de la section à  $0,7.R$  de l'hélice ( $C_T = 0,105$ ) (Annexe B page 131).

**Calcul fluide visqueux du foil PEA07R :** Les simulations menées sont au nombre de trois :

- Code fluide visqueux avec un nombre de Reynolds d'une valeur de  $R_e = 24.10^6$ , soit le même que celui de l'hélice en fonctionnement,
- Code fluide visqueux et un nombre de Reynolds de  $R_e = 1.10^6$ , soit identique aux conditions d'essais en tunnel,
- Code fluide parfait.

La configuration requise est un angle d'incidence  $\alpha$  d'une valeur de  $\alpha = 2,5^\circ$ .

**Calcul fluide visqueux du foil PEA07R12pc :** Les moyens d'essais n'autorisent pas une longueur de Foil supérieure à 150 mm soit une longueur de corde 4,392 fois plus petite que la réelle. La solution retenue suite à une étude de dimensionnement consiste à épaissir le foil testé. Son épaisseur maximale, située à 47% du bord d'attaque est égale à 12% de la longueur de corde (2,5% pour l'hélice réelle). A l'issue de simulations en fluide parfait et visqueux avec le logiciel XFOIL le coefficient de portance  $C_T$  ( $C_T = 0,1092$ ) reste comparable à celui de l'hélice réelle ( $C_T = 0,105$ ) en prenant un angle d'incidence  $\alpha = -1,25^\circ$ .

La section épaissie à 12% reste dans une plage de fonctionnement équivalente à la section 0,7.R réelle. Une étude de similitude portant sur les critères d'état de surface de foil est menée avec cette configuration d'essais.

### II.3.1.3 Etude de similitude

La mise en place d'une étude de similitude géométrique consiste à étudier les effets d'échelle à travers la conservation d'un paramètre sans dimension (nombre de Froude, nombre de Reynolds, rugosité à la paroi) entre une configuration réelle et une configuration maquette. Cette étude a pour objectif d'étudier les effets de la rugosité de la paroi sur l'écoulement. Le paramètre retenu pour l'état de surface est la hauteur caractéristique :  $h$  (Figure II.9).

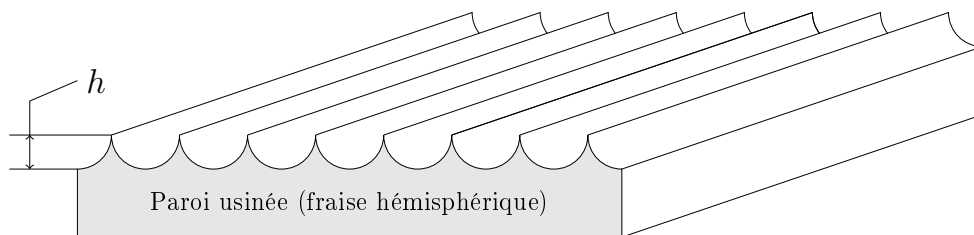


Figure II.9 – Hauteur caractéristique de rugosité :  $h$

Si  $L^*$  est une grandeur caractéristique du profil le rapport  $\frac{h}{L^*}$  est adimensionné. Trois rapports adimensionnés peuvent être proposés :

1.  $\frac{h}{C}$  avec  $C$  la longueur de corde. L'étude de similitude serait alors uniquement liée à un rapport d'échelle géométrique,
2.  $\frac{h}{\delta}$  où  $\delta$  désigne la hauteur de couche limite locale au droit de l'irrégularité (figure II.10). Etude possible dans le cas d'une surface comportant des irrégularités isolées (Arndt & Al. [AHBB79]),
3.  $\frac{h}{\vartheta}$  où  $\vartheta$  désigne l'épaisseur de quantité de mouvement dans le sillage de l'obstacle. Etude de similitude dans le cas d'une rugosité uniformément répartie.

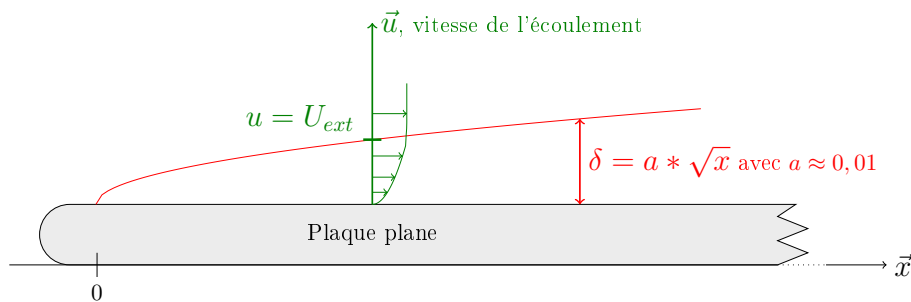


Figure II.10 –  $\delta$ , épaisseur de la couche limite

Les irrégularités d'usinage étant uniformément réparties, le paramètre  $\frac{h}{\vartheta}$  est retenu comme paramètre de similitude. Ce paramètre rend donc compte du comportement visqueux de l'écoulement sur l'obstacle et se calcule selon la formule suivante :

$$\vartheta = \int_0^h \frac{u}{U} \left(1 - \frac{u}{U}\right) dy$$

$u$  la vitesse à la distance  $y$  de la paroi ( $m.s^{-1}$ )

$U$  la vitesse extérieure ( $m.s^{-1}$ )

#### Conclusion :

Pour étudier la similitude avec  $\frac{h_{maquette}}{\vartheta_{maquette}} = \frac{h_{réel}}{\vartheta_{réel}}$ , le rapport  $\frac{\vartheta_{maquette}}{\vartheta_{réel}}$  est déterminé à partir de lois empiriques de couches limites turbulentes et en fonction du nombre de Reynolds local. Un rapport  $\frac{\vartheta_{maquette}}{\vartheta_{réel}} = 0,43$  est estimé dans le cas présent.

---

7.  $u$  est la hauteur dont il faudrait déplacer la paroi pour assurer, en fluide parfait, le même débit de quantité de mouvement à travers l'épaisseur de couche limite.

A l'échelle réelle, la hauteur de crête des stries est fixée par les industriels à 0,5mm (hélice de  $\phi = 1,71 m$ ) ce qui reste faible comparativement à l'épaisseur d'une pale ( $ep_{max} = 20 mm$ ). Cependant, pour les profils tests usinés, leur épaisseur est telle qu'il ne faut pas négliger la position des stries d'usinage vis à vis de la surface nominale. En effet comme le montre la figure II.11, selon que les trajectoires d'usinage sont supportées ou non par la surface nominale, l'épaisseur "apparente" du profil correspond ou non à l'épaisseur nominale. Dans le cadre de cette étude, les profils ont été usinés avec une surépaisseur négative (de valeur  $\frac{h_m}{2}$ , cas 3 de la figure II.11) de manière à obtenir une épaisseur moyenne égale au nominal et pouvoir ainsi comparer ces profils avec le profil lisse. La hauteur de référence est de 0,22 mm, les hauteurs de stries d'usinage de 0,22 mm et 0,11 mm ont été retenues pour l'usinage et les tests en tunnel hydrodynamique. Trois Foils de profil de

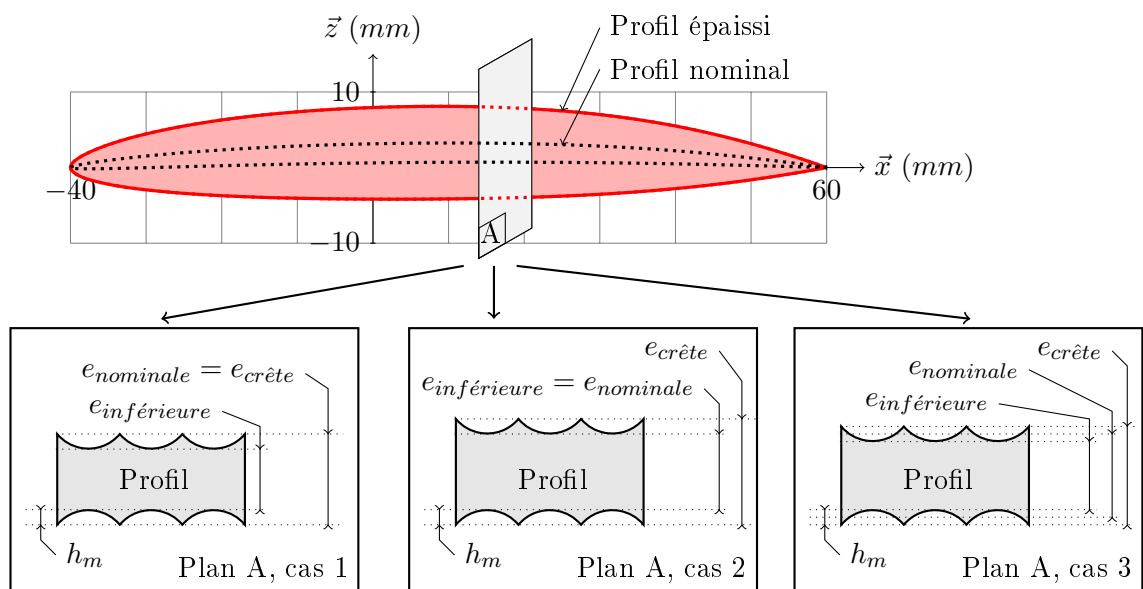


Figure II.11 – Positions possibles des surfaces usinée et nominale (configuration 3 retenue).

référence identique (PEA12pc) d'états de surface différents sont testés. Les états de surfaces réalisés sont poli miroir ou rugueux. En présence d'une rugosité non nulle les stries d'usinage sont laissés transversalement à la direction d'extrusion du foil et donc parallèles à la direction d'écoulement du fluide en configuration d'essais. Avec les deux hauteurs de rugosité retenues à l'issue de l'étude de similitude : 0,22 mm (référence) et 0,11 mm (moitié), les conclusions suivantes sont établies :

1. la portance n'est pas influencée par la présence de stries d'usinage,
2. la trainée diminue inversement avec la hauteur des stries d'usinage (la finesse du profil augmente avec la présence de stries d'usinage.),
3. la cavitation apparaît en fond de strie et reste attachée,
4. le seuil d'apparition de cavitation est inchangé.

Ainsi, une hélice de diamètre 1,71m et possédant des stries d'usinage dirigées selon l'écoulement, d'une hauteur de crête de 0,5 mm, verrait ses performances hydrodynamiques influencées si les conclusions en bidimensionnel sont extrapolables en tridimensionnel.

### II.3.2 Les lignes de frottement

En positionnant la trajectoire d'usinage au centre des activités du processus de réalisation d'hélices nos travaux proposent une approche multimétiers de celui-ci. De plus, les travaux de Brient & Al. [MHA<sup>+</sup>03] ont montré qu'un état de surface dirigé selon les directions suivies par le fluide à la paroi d'un profil bidimensionnel peut contribuer à s'affranchir de la phase de polissage. Ceci conforte notre approche multimétiers.

Obtenir un usinage fonctionnel passe à la fois par un recentrage de la stratégie d'usinage autour de la trajectoire (approche multimétiers) et, par un résultat d'usinage laissant des stries dirigées selon le fluide au voisinage de l'hélice. Pour satisfaire ces deux points il est suggéré que la donnée fonctionnelle à laquelle relier les trajectoires d'usinage soit une donnée caractéristique de la direction d'écoulement du fluide à la surface de l'hélice.

Une fois l'hélice usinée, des mesures de performances hydrodynamiques sont menées pour conforter cette hypothèse. La direction d'état de surface n'est pas le seul paramètre pris en compte. D'autres critères qualitatifs mais aussi quantitatifs, tel que le  $R_t$ , interviennent.

Les lignes de courant sont la donnée fonctionnelle répondant à ce besoin. D'un point de vue physique, une ligne de courant est la trajectoire décrite par une particule du fluide lâchée au bord d'attaque de la pale d'hélice. La trajectoire de la particule dépend ensuite du comportement du fluide au voisinage de la surface. Les phénomènes de dépression et de surpression qui ont lieu sur l'extrados et l'intrados provoquent, entre autre, le décollement de la particule d'eau initialement au contact de la surface.

D'un point de vue numérique, les logiciels de calcul tels que Fluent permettent d'obtenir la

vitesse pariétale en chaque nœud du maillage éléments finis (E.F.). Or, cette vitesse est nulle au bord d'attaque ; les points situés à ce niveau sont appelés points d'arrêt. Le calcul générant les lignes de courant passe alors par deux lâchers d'une même particule qui sont effectués en un point de vitesse pertinente sur l'intrados et sur l'extrados ; un en direction du bord d'attaque et un autre en direction du bord de fuite. Le premier calcul " remonte le temps" contrairement au second.

Dans l'optique de diriger les trajectoires d'usinage à l'aide d'un support fonctionnel, il est impératif que celui-ci soit au contact de la surface. Les lignes de courant ne peuvent précisément pas être prises en compte.

Parmi les données caractéristiques de l'écoulement à la paroi d'une hélice une autre famille de trajectoires proches des lignes de courant existe : les lignes de frottement (figure II.12). En voici la définition, (ONERA : [www.onera.fr/conferences/decollement3d/02-definitions.html](http://www.onera.fr/conferences/decollement3d/02-definitions.html)).

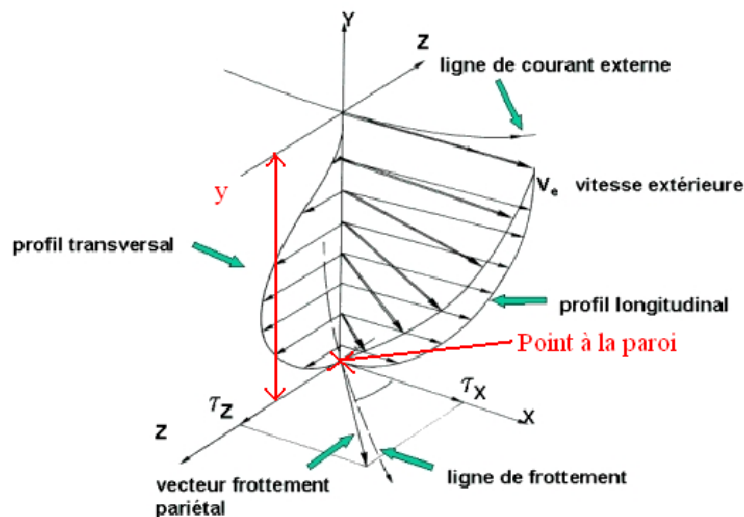


Figure II.12 – Ecoulement tridimensionnel

“Le frottement est un vecteur tridimensionnel. Une ligne tangente en chacun de ses points au vecteur frottement local est appelée ligne de frottement. Le concept de ligne de courant limite est également parfois utilisé. C’est la position limite d’une ligne de courant quand la distance  $y$  à la paroi tend vers zéro. Toutefois, l’usage du concept physique de ligne de frottement est préféré à la notion de ligne de courant limite qui résulte d’un passage à la limite (figure II.12).”

Pour obtenir ces lignes une méthode numérique retenue par les hydrodynamiciens consiste à appliquer les équations de Navier-Stokes à une bille de diamètre non nul astreinte à rester au contact de l’hélice. Sur l’exemple de la figure II.13 on observe, en rouge les lignes intrados et en bleu les



lignes extradoss ; on observe également l'absence de points au bord d'attaque (voir remarque point d'arrêt) et au bord de fuite (écoulements différents). Dans une approche de Design For Manufacturing (D.F.M.), un format permettant d'intégrer de façon directe les lignes de frottements au sein du processus de F.A.O. est envisagé. Les lignes de frottements sont générées pour une activité différente de celle de la C.F.A.O., par conséquent proposer ces lignes comme point d'entrée à une génération de trajectoires d'usinage fonctionnelles doit se faire à l'aide de développements intermédiaires. D'une part le nombre de lignes est insuffisant pour une activité de F.A.O. et d'autre part le  $R_t$  quasi-constant en bidimensionnel devient variable. Les foils usinés étant des profils à deux dimensions la méthode d'usinage retenue est une méthode par plans parallèles. Celle-ci aboutit à une alternance de crêtes et de creux de rugosité, appelées stries d'usinage, distants d'une longueur égale à la largeur entre passes.

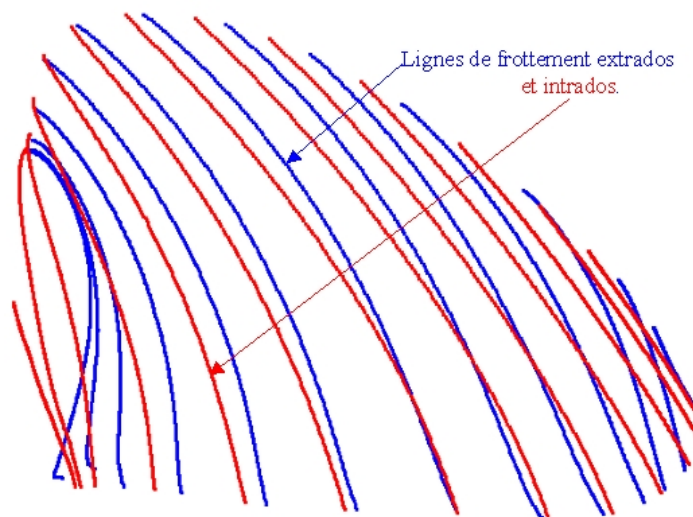


Figure II.13 – Exemples de lignes de frottement.

## II.4 Génération de trajectoires d'usinage supportées par des lignes de frottement

### II.4.1 L'usinage 5-axes par suivi de courbe.

Les pales d'hélices ont une géométrie complexe de type surface gauche. De ce fait la mise en œuvre de leur usinage est délicat tant au niveau des moyens que des stratégies d'usinage à envisager.

Les rayons de courbures variables de la surface, imposent un moyen de production à la ciné-

matique complexe pour plusieurs raisons :

- variation de l'orientation de l'axe outil par rapport à la normale à la surface à usiner, nécessaire pour contrôler voire optimiser la hauteur de crête d'usinage,
- gestion des problèmes de collisions outil-pièce,
- zones en contre dépouille nécessitant une orientation de l'axe outil variable.

Pour éviter que les défauts inhérents au processus de réalisation influent sur les performances attendues, la forme réalisée par usinage doit être fidèle à la géométrie nominale. Ces défauts (forme, rugosité, . . . ) peuvent impacter directement sur les propriétés de l'écoulement et être plus pénalisants qu'un non-respect des dimensions intrinsèques de la pièce<sup>(8)</sup>. Des méthodes d'usinage simples existent (usinage par niveau de z, surfaçage en spirale, . . . ) cependant, vu le degré de complexité de la surface elles ne peuvent pas être mises en œuvre.

Pour répondre aux contraintes précédentes, une stratégie d'usinage à 5-axes par balayage est retenue. Lors du balayage l'outil parcourt la surface en restant dans des plans parallèles : figure II.14.

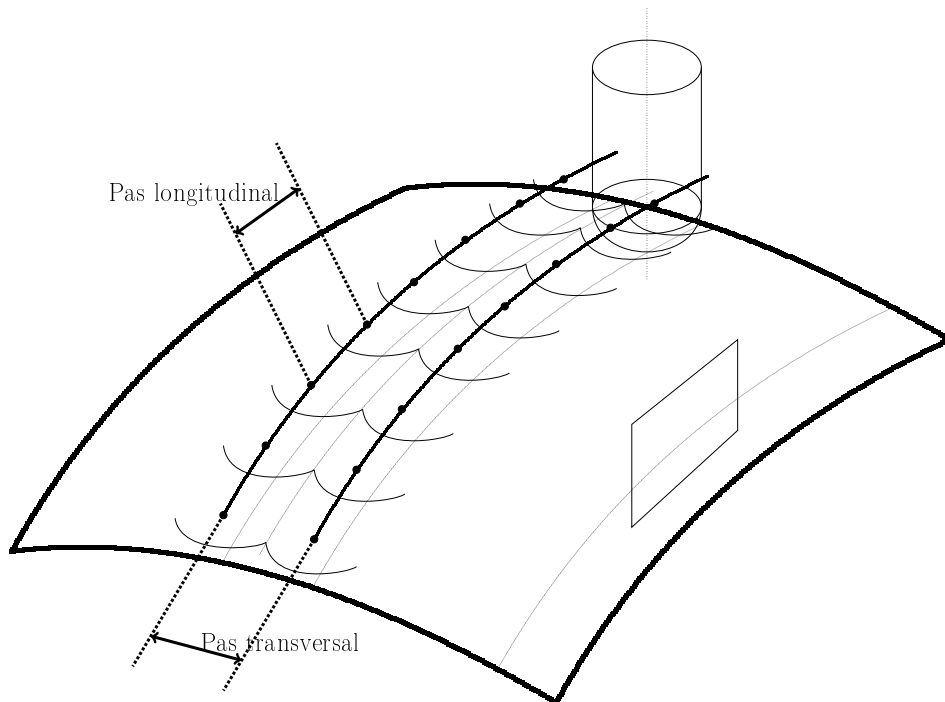


Figure II.14 – Usinage par balayage

8. Nous recensons en annexe F,F (bis) et G certaines contraintes, remarques, . . . qui ont été collectées au fil de l'étude auprès de chercheurs hydrodynamiciens (Il y a souvent consensus malgré la subjectivité de quelques points pas toujours justifiables dans la littérature scientifique)

Les paramètres à gérer sont :

- une direction d’usinage servant de direction de référence au plan contenant la normale de l’outil,
- une deuxième direction, colinéaire ou non à la normale locale à la pièce selon les exigences de rugosité à satisfaire.

Dans le cas étudié la direction d’usinage est supportée par des trajectoires tridimensionnelles dépendantes du comportement du fluide à la surface de la pale (figure : II.14). Les plans de guidage ne sont donc que localement parallèles entre eux ; en découle un  $R_t$  variable.

### II.4.2 C.F.A.O. et génération de trajectoires

Afin d’usiner une surface en suivant une ou plusieurs courbes, les logiciels de C.F.A.O. offrent trois grandes méthodes de génération de trajectoires :

- le balayage suivant une courbe,
- le guidage par un contour multi-axes,
- le suivi de courbe 5-axes.

La première méthode réalise de l’interpolation de trajectoire entre deux trajectoires encadrantes, avec un critère tel que l’état de surface pour déterminer la largeur entre passes. Ceci convient au type d’application souhaitée mais n’est développable qu’en usinage à 3-axes. Par conséquent une telle méthode ne peut pas être retenue.

Contrairement à cette première méthode le guidage par contour multi-axes permet un usinage à 5-axes compatible avec le type de surface à générer. Avec ce mode d’usinage il est nécessaire de choisir une direction de vue<sup>(9)</sup> suivant laquelle projeter la courbe guide sur la surface pour obtenir la trajectoire d’usinage. Le choix délicat de cette direction influence fortement la trajectoire d’usinage. En effet, un même contour peut prendre plusieurs aspects selon le point de vue et la direction d’observation choisie (figure II.15). Il est nécessaire de la fixer car le posage outil est déterminé à partir de cette orientation. Au vu des critères à définir, l’emploi de cette stratégie d’usinage semble envisageable dans le cadre d’un balayage 5-axes suivant un guide et sur une surface telle que la pale d’hélice.

---

9. La direction de vue est la normale au plan dans lequel est projetée une courbe tridimensionnelle.

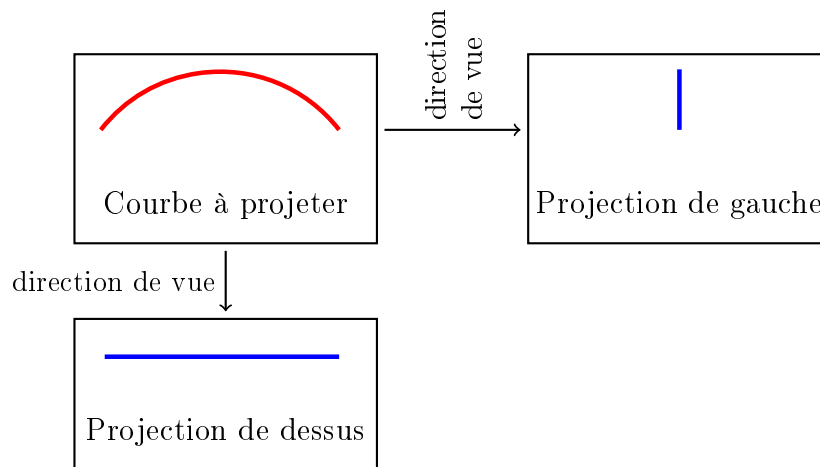


Figure II.15 – Direction de vue et trajectoire projetée

Le suivi de courbe 5-axes consiste à prendre en considération une surface C.A.O. à usiner et un ensemble de courbes décrivant l'évolution souhaitée de la direction d'usinage. Dans cette étude, la surface à usiner et le réseau de courbes correspondent respectivement à la géométrie de la pale et aux lignes de frottement. En théorie les lignes de frottement appartiennent à la surface nominale de la pale. Du fait que le processus de génération des lignes de frottements soit découplé de l'activité de C.A.O., un écart entre ces deux éléments apparaît. Le logiciel de F.A.O. utilisé permet de mener un usinage par balayage dirigé selon des courbes n'appartenant pas tout à fait à la surface. Mais, pour respecter la géométrie nominale, il est préférable que l'écart entre les deux éléments soit faible (quelques centièmes de millimètre observés). En effet le réseau de courbes sert non seulement à diriger l'usinage mais il est également considéré comme le lieu du point de contact outil/matière et cela, même si la courbe est hors ou dans la matière. Ce point n'est pas à négliger si cette stratégie est employée pour usiner l'hélice en guidant les trajectoires d'usinage selon une direction privilégiée.

### II.4.3 Stratégie d'usinage pour la pale d'hélice

Deux stratégies d'usinage apparaissent envisageables (§II.4.2), nous redétaillons les deux méthodes appliquées à l'usinage 5-axes de pale d'hélices.

Le guidage par contour multi-axes appliqué au suivi des lignes de frottement sur une pale, impose une courbe guide composée d'une ligne de frottement intrados, d'une ligne de frottement extrados et d'un raccord nécessaire au bord d'attaque. Or, quelle que soit la direction de vue, un point de croisement apparaît systématiquement entre les lignes de frottement intrados et extrados. Ce point

apparaît lors de la projection du double guide (lf intrados + lf extrados) sur un plan normal à cette direction (figure II.16). La stratégie de guidage par un contour multi-axes est alors inexploitable. En effet, quelle que soit l'extrémité du guide choisie comme point de départ de l'usinage, il arrive toujours un point de croisement où plusieurs guides s'offrent au logiciel et le mettent en défaut.

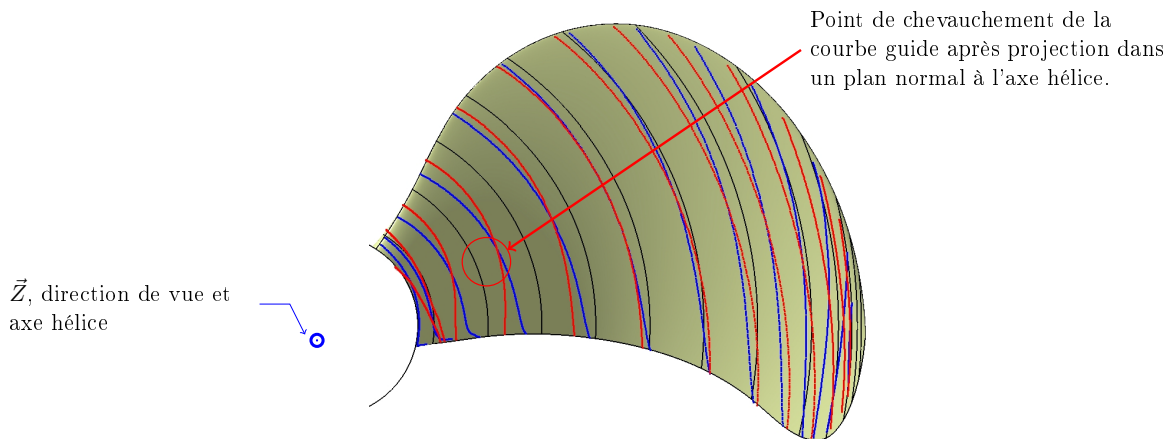


Figure II.16 – Mise en évidence de l'incompatibilité des lignes de frottement comme support pour la stratégie d'usinage par guidage suivant un contour multi-axes.

Le recours à la stratégie par suivi de courbe 5-axes ne présente pas cet inconvénient. Toutefois, son utilisation provoque l'interpolation automatique de nouvelles trajectoires si les courbes à suivre sont trop éloignées pour respecter le motif de surface désiré. Pour propager la trajectoire initiale, le module adapte la stratégie en fonction des évolutions géométriques de la pale. Or, le comportement des lignes du fluide à la surface de la pale ne dépend pas uniquement de la géométrie. Rien ne permet d'assurer que les trajectoires d'usinage interpolées évoluent conformément aux lois hydrodynamiques. Ce constat est contradictoire avec la méthode souhaitée dans le cadre de notre approche multimétiers. La stratégie par suivi de courbe 5-axes ne peut donc pas être utilisée.

Le critère de rugosité choisi par le module de F.A.O. pour la juxtaposition des trajectoires d'usinage n'est également pas compatible avec l'objectif des travaux. En effet, ce critère est une valeur de hauteur de crête maximale sur l'ensemble de la surface à usiner, notée  $h_t$ . Ce critère ne représente pas une valeur de rugosité constante sur l'ensemble de la pale ni même localement. Les évolutions en courbure de la pale font que la hauteur de crête résiduelle à l'usinage de deux trajectoires adjacentes ne peut pas être constante même si la distance transversale entre ces deux trajectoires est constante lors de leur parcours et (surtout) la localisation de  $h_{T \max}$  n'est pas précisément déterminée. Afin de pouvoir recouper les performances des hélices avec le profil usiné il est nécessaire de quantifier et qualifier la rugosité en un endroit particulier. Nous verrons que le bord d'attaque jouant un rôle

important pour les performances de l'hélice, il sera retenu comme zone où la rugosité est spécifiée. Les logiciels de C.F.A.O. actuels ne permettant pas ce genre de critère, le degré de complexité de la stratégie d'usinage à développer augmente.

Les stratégies de génération de trajectoires disponibles à partir des logiciels de C.F.A.O. ne sont donc pas en adéquation avec une approche multimétiers. Une méthode d'interpolation de trajectoires entre deux courbes (et plus particulièrement de trajectoires de fluide) est développée. Les entrées de cette méthode sont multiples et surtout multimétiers :

- état de surface constant au bord d'attaque pour la représentativité de l'état de surface (hydrodynamique),
- géométries liées à l'outil d'usinage (rayons outil, . . .),
- contrainte de continuité au bord d'attaque (hydrodynamique),

## II.5 Conclusion : développements nécessaires à la génération de trajectoires d'usinage fonctionnelles d'une hélice marine.

Au sein de ce chapitre II, le rappel des différents points techniques liés à l'usinage permet de restructurer les relations entre les différentes activités du processus de fabrication des hélices marines. A travers l'étude de celles-ci un nouveau concept de génération de trajectoires d'usinage est proposé et permet d'usiner des pales en tenant compte de contraintes fonctionnelles. Dans ce nouveau concept les trajectoires d'usinage occupent une place importante au sein des activités du processus de réalisation d'hélices.

Cependant, positionner les trajectoires d'usinage comme composante centrale d'une approche multimétiers du processus de réalisation d'hélices nécessite que :

- de nouvelles liaisons entre les inter-acteurs des trois domaines soient développées,
- la trajectoire d'usinage soit elle-même supportée par une donnée fonctionnelle,
- les lignes de frottements soient retenues comme donnée pertinente pour cette fonction.

Des méthodes de C.F.A.O. permettant l'usinage 5-axes de surfaces gauches avec une contrainte de suivi de courbe existent mais s'avèrent non applicables au cas des lignes de frottement. Cela est dû à la surface gauche formant l'hélice, aux données hydrodynamiques, à l'adéquation de ces deux éléments ou encore à la méthode d'usinage elle-même.

Ainsi, grâce à une approche multimétiers, il est proposé de restructurer le processus de réalisation d'hélices par la mise au point d'une nouvelle méthode de génération de trajectoires. Cependant passer des lignes de frottement, données hydrodynamiques, aux trajectoires d'usinage, éléments du domaine de la F.A.O., n'est pas direct. Cette donnée n'est pas dédiée à des activités de C.F.A.O. et des verrous restent à ouvrir pour qu'elle soit interprétable par une méthode de génération de trajectoires d'usinage.

Les étapes à mettre en place pour une méthode prenant à la fois en considération des contraintes liées au respect des données hydrodynamiques et des particularités des inter-acteurs de processus de C.F.A.O., sont l'objet du chapitre [III](#).

---

# Approche multimétiers de la génération de trajectoires

---

## Sommaire

<b>III.1 Approche multiphysique de la démarche générique d'usinage . . . . .</b>	<b>59</b>
III.1.1 Etude de la pale . . . . .	59
III.1.1.1 Rôle hydrodynamique et caractéristiques géométriques . . . . .	59
III.1.1.2 Comportement de la pale en flexion et compression . . . . .	61
III.1.2 Intégration du centre d'usinage dans la démarche multimétiers . . . . .	61
III.1.2.1 Cinématique machine . . . . .	61
III.1.2.2 Equipement et fonctionnalité de la pièce usinée . . . . .	62
III.1.3 Montage d'usinage sous contraintes . . . . .	64
III.1.3.1 Objectif des usinages et stratégie d'usinage choisie . . . . .	65
III.1.3.2 Réalisation d'un montage d'usinage . . . . .	66
III.1.3.3 Utilisation et observations . . . . .	66
<b>III.2 Approche multiphysique de la génération de trajectoires. . . . .</b>	<b>68</b>
III.2.1 Les données hydrodynamiques, des données non dédiées aux activités de C.F.A.O. . . . .	68
III.2.2 Reconstruction en vue de l'intégration de données hydrodynamiques au sein d'une démarche C.F.A.O. . . . .	71
<b>III.3 Génération de trajectoires d'usinage avec prise en compte de considé-         rations hydrodynamiques . . . . .</b>	<b>72</b>
III.3.1 Mise en place de sections géométriques de référence . . . . .	72
III.3.2 Interpolation de lignes de frottements intrados géométriquement satisfaisantes . . . . .	74



III.3.3 Raccordement, au bord d'attaque, des lignes de frottement extrados origi-  
nales et intrados interpolées . . . . . 77

III.4 Conclusion : prise en compte de contraintes cinématiques lors de la  
génération de trajectoires . . . . . 79

---

Les hélices marines ont un rôle primordial dans les performances des navires. Pour respecter les objectifs du cahier des charges concepteur, leur fabrication doit être fidèle aux contraintes spécifiées. En ce sens les contraintes de fabrication existant à l'heure actuelle sont peu nombreuses, mais sévères (conformité à la géométrie nominale, état de surface) et peuvent être source de sur-qualité (d'usinage).

Partant de ce constat (chapitre I), une restructuration du processus de production est proposée (chapitre II). Les trajectoires d'usinage sont positionnées au centre du processus de fabrication pour proposer un état de surface fonctionnel et ainsi réduire les contraintes sur l'état de surface liées aux trajectoires d'usinage. La méthode de génération de ces trajectoires tient compte de critères multiphysiques et les lignes de frottement sont proposées comme données à prendre en considération.

Les lignes de frottement, significatives de l'écoulement du fluide au voisinage de la surface, sont une donnée numérique caractéristique de l'hélice. Elles sont tout d'abord "traduites" et enrichies pour être interprétées au sein d'une approche multiphysique de la F.A.O. A présent, c'est l'intégration de ces lignes ainsi que la considération de contraintes hydrodynamiques au sein de la démarche de F.A.O. qui est détaillée.

### III.1 Approche multiphysique de la démarche générique d'usinage

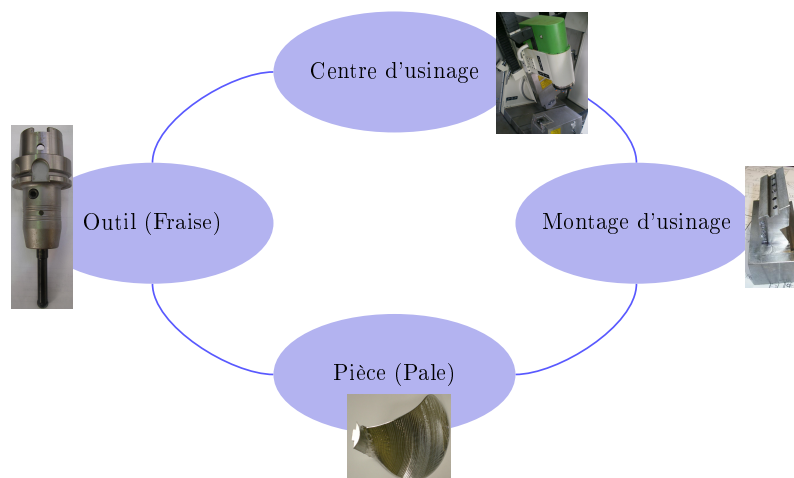


Figure III.1 – Interactions machine / pièce

Les machines d'usinage, mises à part les machines dites "dédiées", sont conçues pour un éventail d'applications que le fabricant désire le plus large possible afin de satisfaire un maximum de clients potentiels. De ce fait ces machines flexibles ne possèdent pas nécessairement un porte-pièce compatible avec toutes les géométries. La réalisation d'un montage d'usinage se montre bien souvent nécessaire. Celui-ci est en interaction avec de nombreuses autres pièces de l'environnement machine. Dans le cadre d'une approche multimétiers ces interactions doivent être prises en considération lors de sa conception, au même titre que divers critères de fabrication (accessibilité outil, exploitation de la cinématique machine, dimensionnement de structures tel que minimisation de la flexion de la pale et des vibrations lors de l'usinage). Une démarche générique composée d'études relatives à la pale et au centre d'usinage est mise en place pour concevoir un montage d'usinage.

#### III.1.1 Etude de la pale

##### III.1.1.1 Rôle hydrodynamique et caractéristiques géométriques

La géométrie d'une pale est issue d'une succession d'étapes de calculs hydrodynamiques aboutissant à une surface gauche dite surface portante. Un découpage en quatre zones (figure III.2) est communément admis :

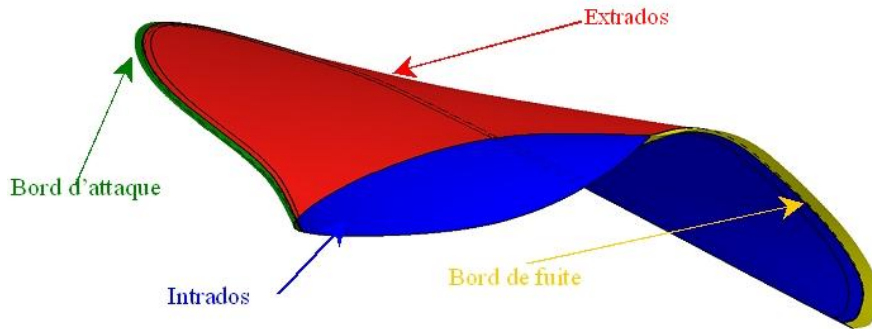


Figure III.2 – Définition des zones géométriques de la pale

- le bord d'attaque,
- le bord de fuite,
- l'extrados,
- l'intrados.

Chacune de ces parties a une importance plus ou moins significative sur le rendement hydrodynamique de l'hélice et fait l'objet de spécifications particulières pour être conforme après usinage.

Il est important de retenir que :

- le bord d'attaque ne doit pas comporter "d'imperfection" sous peine de voir apparaître la cavitation se propageant sur l'ensemble de la pale,
- l'extrados, vis à vis de l'intrados, a une influence plus importante sur les performances (portance, trainée, coefficient de poussée  $K_T$ , coefficient de couple  $K_Q, \dots$ ) de l'hélice,
- le bord de fuite doit être "droit" pour ne pas que l'hélice soit "bruyante",
- l'hélice peut éventuellement comporter de légères imperfections surfaciques en milieu de pale intrados ou extrados sans que l'on voit pour autant apparaître de la cavitation.

Ces remarques jouent un rôle sur la mise au point de la stratégie d'usinage et dans une approche multimétiers globale il est proposé qu'elles interviennent dès la détermination de la cinématique machine et du montage d'usinage. Le tableau III.1 présente les relations entre ces particularités et la stratégie d'usinage de l'ensemble {cinématique machine ; montage d'usinage}.

Obtenir une géométrie usinée conforme au modèle nominal ne dépend pas uniquement du couple {cinématique machine ; montage d'usinage}. Certains phénomènes tels que l'apparition de déformations et de vibrations en usinage sont à considérer. Ces phénomènes dépendent principalement des conditions de coupes, du matériau et de la géométrie usinée mais des dispositions peuvent être prises lors du choix du couple {cinématique machine ; montage d'usinage} pour les minimiser. En ce sens l'approche multimétiers est enrichie par une analyse du comportement (répartition des

Particularités hydrodynamiques	Influence sur	
	<i>la stratégie d'usinage</i>	<i>ensemble {cinématique machine ; montage d'usinage}</i>
Aucune imperfection au bord d'attaque	Continuité des trajectoires d'usinage au bord d'attaque	Possibilité de contourner le bord d'attaque en usinage
Extrados plus important que l'intrados	en cas de choix, conserver en priorité les données fonctionnelles extrados	sans influence
Bord de fuite "droit"	entrées et sorties matière tangentes à la surface nominale	sans influence
Possibilité d'imperfections en milieu de pale	tolérance linéaire $\in [0,001; 0,01]$	sans influence

Tableau III.1 – Exemple de relations entre contraintes hydrodynamiques, stratégie d'usinage, cinématique machine et montage d'usinage

contraintes, déformations) de la pale sous sollicitations.

### III.1.1.2 Comportement de la pale en flexion et compression

Comparativement à leur longueur de corde et à leur envergure les pales présentent une faible épaisseur. De ce fait, pour une telle poutre en porte-à-faux, une mauvaise solution de posage peut contraindre la pièce en flexion et entraîner des déformations de la pièce dues aux efforts d'usinage voire au poids propre de la pièce. Une étude du comportement de la pale sous chargement est réalisée.

## III.1.2 Intégration du centre d'usinage dans la démarche multimétiers

### III.1.2.1 Cinématique machine

La pale, surface portante gauche, est obtenue par le balayage de sections suivant une courbe guide. Pour usiner une telle surface, positionner l'axe de la broche perpendiculairement au guide se montre intéressant. En effet, en enroulant les trajectoires d'usinage autour du guide, l'ensemble de la pale peut être usiné sans reprise.

Actuellement, du fait de leur poids (jusqu'à 90 tonnes pour la plus grosse du monde, 21 tonnes pour chacune des hélices du porte-avion Charles de Gaulle), les hélices sont essentiellement usinées par retournement. Cependant, cette méthode fait apparaître des discontinuités au niveau du bord

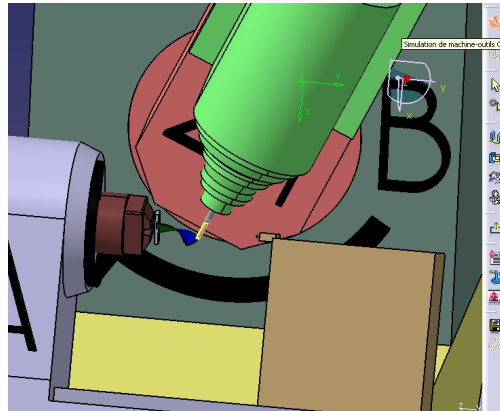


Figure III.3 – Modèle C.A.O. du centre d’usinage 5 axes

d’attaque et du bord de fuite qui, si elles ne sont pas éliminées par polissage (dont on souhaite se passer), entraînent l’apparition de phénomènes de cavitation. Or, en accord avec le respect des conditions de fonctionnement de l’hélice, un usinage continu est à favoriser pour limiter les imperfections d’usinage au bord d’attaque, zone hydrodynamiquement sensible.

Les pales d’hélices présentent des rapports  $\frac{\text{longueur de corde}}{\text{épaisseur}}$ ,  $\frac{\text{envergure}}{\text{épaisseur}}$  élevés. Une cinématique machine orientant leur posage avec l’axe X selon l’envergure et l’axe Y pour la direction de corde est intéressant. Conforme à cette cinématique le centre d’usinage Liechti TM1200 de l’IREnav est proposé pour l’usinage.

### III.1.2.2 Equipement et fontionnalité de la pièce usinée

Dans le cadre de l’étude le montage d’usinage relie une pièce dédiée à une activité hydrodynamique avec un élément du domaine de la production. De nombreux critères émanant de contraintes multiphysiques sont à intégrer et à optimiser lors de sa conception ; il doit en particulier :

- a) être compatible avec le centre d’usinage,
- b) permettre d’optimiser certains critères de production (débit copeaux, accessibilité outil...),
- c) être en adéquation avec la stratégie d’usinage (absence de collision avec l’outil,...).

#### a) Compatibilité avec le centre d’usinage :

Le centre d’usinage retenu ne dispose ni d’une table ni d’un plateau mais d’un mandrin porte pièce, (figures III.3 et III.4) pour fixer la pièce à usiner. Une contre-pointe, colinéaire à celui-ci, permet

de limiter la déformation des pièces de grandes longueurs.

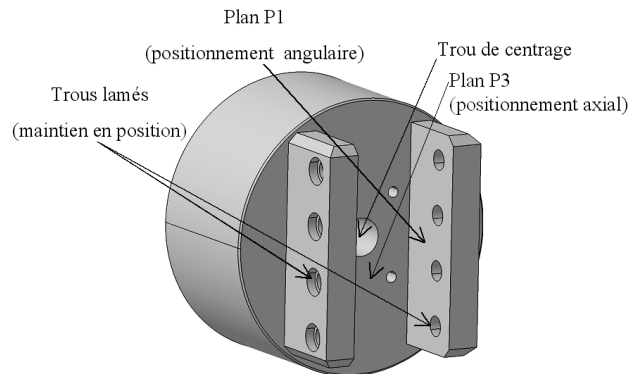


Figure III.4 – Modèle C.A.O. du mandrin du centre d'usinage 5 axes.

Comme le montre la figure III.4, plusieurs éléments de mise et de maintien en position sont disponibles sur le mandrin. Ceux-ci, au nombre de quatre sont présentés et détaillés dans le tableau III.2.

Elément	Degrés de liberté arrêtés	
	Translation	Rotation
Trou de centre (colinéaire à l'axe de rotation du mandrin)	2	0
Plans en vis-à-vis, parallèles et distants de 58 mm (P1)	1	2
Plan perpendiculaire au trou de centre (P3)	1	2

Tableau III.2 – Eléments de mise en position disponibles sur le mandrin

La solution retenue est composée des éléments suivants :

- le trou de centre (colinéarité avec l'axe de rotation du mandrin),
- le plan P1 (orientation angulaire),
- le plan P3 (colinéarité avec l'axe de rotation du mandrin, positionnement axial),
- huit vis M10 pour le maintien en position.

b) Optimisation de critères de production :

L'insertion de paramètres hydrodynamiques dans le processus de génération de trajectoires doit se faire en accord avec des critères de production. Dans un objectif d'industrialisation de la démarche multimétier proposée, les critères de minimisation du coût et du temps de fabrication sont

à considérer. Ce deuxième point est pris en compte au plus tôt (dès les phases d'ébauche et de demi-finition). Le montage d'usinage doit faciliter le débit copeaux et la prise de profondeurs de passe allant jusqu'à 3 mm. Selon les vitesses programmées les efforts de coupe peuvent entraîner des déformations de la pièce. La contre-pointe est utilisée comme maintien supplémentaire.

Ceci nécessite de conserver un point de liaison avec la pièce lors de certaines phases. Une partie brut d'usinage est entièrement usinée durant la phase de finition. Le volume de matière qu'elle représente doit être faible sous peine de générer des efforts de coupe dégradant l'état de surface lors de la finition. Il est choisi de réaliser un montage d'usinage qui oriente la pale de manière à ce que son extrémité (point de fermeture des surfaces intrados / extrados) se trouve orientée vers la contre-pointe et coïncide avec (ou à défaut de coïncider, le plus proche possible) de l'axe de rotation du mandrin. La figure III.5 illustre le point de fermeture ainsi que "l'axe de la pale"<sup>1</sup>.

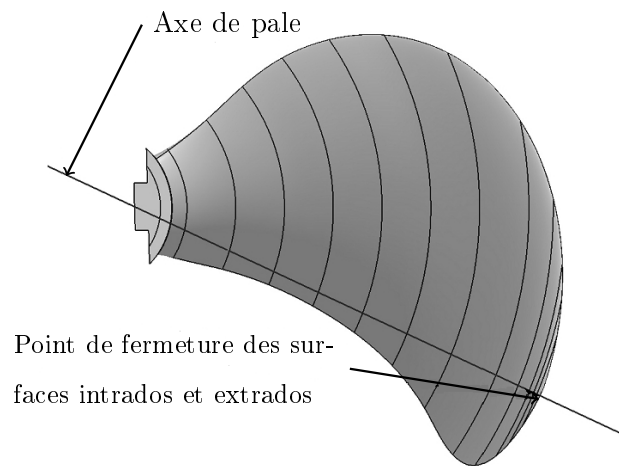


Figure III.5 – Visualisation de "l'axe de la pale" et du point de fermeture des surfaces intrados et extrados.

### III.1.3 Montage d'usinage sous contraintes

Le montage d'usinage doit être adapté aux objectifs de la stratégie d'usinage. Les relations entre ces deux éléments sont à intégrer dès la conception du montage d'usinage.

1. Ces définitions sont adoptées dans le cadre de cette étude pour la compréhension de posage de la pièce et ne sont ni établies ni utilisées par les héliciers, (ne pas confondre avec l'axe de l'hélice).

### III.1.3.1 Objectif des usinages et stratégie d'usinage choisie

La méthode d'usinage multimétier développée contribue à l'obtention d'un état de surface permettant de s'affranchir de la phase de polissage tout en conservant, voire en améliorant, les performances hydrodynamiques des pales. Un état de surface dirigé selon les directions suivies par le fluide à la surface de l'hélice peut permettre de s'affranchir de cette phase de polissage.

Les lignes de frottement représentent le comportement de l'écoulement du fluide au contact de la surface. Or, ces lignes sont relativement similaires à des sections de pales et sont donc globalement "enroulées" autour de "l'axe" (figures III.5 et III.6). Le centre d'usinage a un axe de rotation (A) performant<sup>2</sup>. De ce fait il est utilisé pour usiner les pales continûment et surtout sans reprise au bord d'attaque. Le montage d'usinage doit permettre de disposer la pale de façon à ce que son axe soit colinéaire, à l'axe de rotation du mandrin.

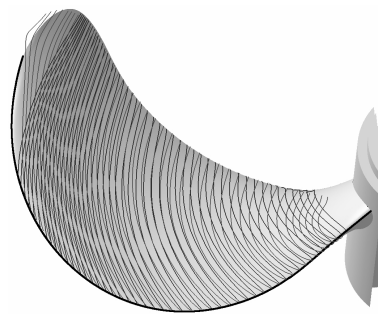


Figure III.6 – Disposition des lignes de frottement à la surface de la pale.

Lors de la réalisation d'une hélice les pales peuvent être :

- solidaires du moyeu,
- rapportées sur un moyeu, dans le cas d'une hélice à pale rapportées.

Dans le premier cas, afin d'éviter les collisions outil/pièce et une mise en position compliquée, l'usinage ne peut se faire que par retournement. Or, la cinématique machine associée à une méthode d'usinage par suivi de lignes de frottement est favorable à un usinage en "tournant" autour de la pale. Ce qui, pour des raisons de collisions outil/pièce, ne peut se faire que pale par pale et non avec une hélice monobloc.

Ainsi, le montage d'usinage doit offrir une interface avec la pale compatible avec sa géométrie (figure III.7). La solution retenue pour mettre en position la pale sur le montage d'usinage utilise l'interface développée pour relier la pale au moyeu. Cette interface présentée sur la figure III.8

---

2. vitesse :  $\omega = 52 \text{ rad.s}^{-1}$ , accélération =  $\dot{\omega} = 420 \text{ rad.s}^{-2}$



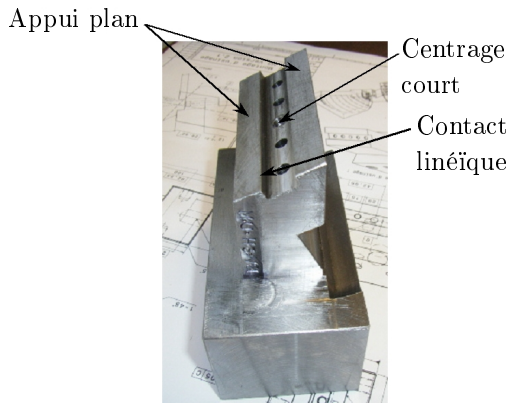


Figure III.7 – Interface pale / montage d’usinage sur le montage d’usinage.

Figure III.8 – Montage de la pale sur le moyeu.

positionne la pale grâce à un appui plan, un centrage court et un contact linéique. Ce montage est théoriquement hyperstatique mais lors du montage, à cause des défauts géométriques des surfaces des pièces (montage d’usinage et pale), le contact linéique est remplacé par un appui simple.

### III.1.3.2 Réalisation d’un montage d’usinage

Le montage d’usinage (figure III.7) est réalisé en acier mi-dur (C40) par une succession d’opérations de fraisage. Le pion de centrage permettant de le positionner vis à vis de l’axe de rotation du mandrin est un élément rapporté et tourné en acier dur (100Cr6). Pour éviter d’éventuels problèmes de jeu celui-ci est emmanché à chaud sur la partie femelle du montage d’usinage. Le choix de l’acier comme matériau de fabrication permet de minimiser l’apparition de déformations parasites à l’usinage des pales.

### III.1.3.3 Utilisation et observations

Lors de la réalisation des usinages d’ébauche et de demi finition, l’utilisation de la contre pointe apporte un point d’appui supplémentaire et augmente ainsi la rigidité de l’ensemble pièce/portepièce. Grâce à cela les vibrations et déformations en usinage lors des phases précédemment citées sont réduites.

Lors de la phase de finition il est nécessaire de retirer la contre-pointe pour finir la tête de pale ce qui entraîne :

- un décalage en position de la pale,
- une relaxation de la pale.

Le relâchement de contraintes de la pale est dû au fait que l'effort exercé par la contre-pointe sur la pale entraîne une légère flexion de celle-ci malgré les précautions prises lors de sa mise en place.

Observations :

Afin d'éviter les vibrations en tête de pale un système composé de deux doigts presseurs est employé. Ce système permet d'offrir deux points d'appuis supplémentaire lors de la finition de la tête de pale. De plus, toujours pour pallier les vibrations, un plan d'expériences a permis de déterminer les conditions de coupe donnant le meilleur état de surface (critère visuel) après usinage. Ces conditions de coupe sont résumées au sein du tableau III.3.

N (tr/min)	fz (mm/tr)	ap (mm)
24000	0,1	0,15

Tableau III.3 – Conditions de coupe retenues (critère visuel) pour des pièces épaisses, avec un outil : Sandvik Coromill 216F-10 26 E-L avec plaquettes rapportées R216F-10 26 E-L (nuance P10A).

Pour pallier l'apparition du défaut de forme dû au relâchement de la pale les actions suivantes sont mises en place :

- la contre-pointe est positionnée manuellement pour ne pas exercer d'effort presseur sur la pale (dans l'axe du mandrin),
- le contrôle du trou de centrage de la contre-pointe lors de la réalisation des bruts est amélioré et une mise en position manuelle de la contre-pointe est prévue en cas de mauvais positionnement du trou de centrage.

## Conclusion

L'usinage d'une pale est une activité qui requiert au préalable la mise en place de nombreux éléments : détermination d'une cinématique machine, d'un montage d'usinage et d'une stratégie d'usinage. La présence sur site des deux premiers éléments cités aboutit bien souvent à un choix qui ne tient pas compte de la pièce à usiner. Mais, au sein d'une approche multimétier il est montré que la conception de ces éléments est dirigée par des contraintes de différents domaines. En tenir compte permet de s'assurer que l'activité de production est en accord avec l'activité F.A.O. de génération de trajectoires fonctionnelles.

## III.2 Approche multiphysique de la génération de trajectoires.

Les lignes de frottement sont le meilleur compromis pour supporter les trajectoires d'usinage. Cependant, les stratégies actuelles de génération de trajectoires présentent des particularités empêchant un passage direct ou même rapide, des lignes de frottement vers les trajectoires d'usinage. Par conséquent, la mise au point d'une nouvelle méthode de génération de trajectoires d'usinage, dédiée aux hélices marines, se montre nécessaire (§II.4.3). Cependant, des pré-developpements traduisant les données hydrodynamiques en données compréhensibles par une méthode de génération de trajectoires d'usinage sont nécessaires.

### III.2.1 Les données hydrodynamiques, des données non dédiées aux activités de C.F.A.O.

A partir de logiciels et de dispositifs expérimentaux, les hydrodynamiciens fournissent les couples de lignes de frottement. Des prétraitements sont nécessaires, pour l'utilisation de ces courbes dans la génération des trajectoires d'usinage.

Les données hydrodynamiques sont discrètes<sup>3</sup>. Similairement aux lignes de courant, les lignes de frottement sont calculées à partir de deux ensembles de points répartis selon l'envergure de l'hélice, au milieu de l'intrados et de l'extrados, lieux des vitesses pariétales significatives. Deux calculs ont lieu pour l'intrados et l'extrados de la pale. Le premier calcul permet d'obtenir les demi-lignes de frottement partant des points de lâcher vers le bord d'attaque ; et le deuxième d'obtenir celles partant des points de lâchers vers le bord de fuite. Dans le premier cas des trajectoires sont calculées pour chacune des particules depuis les points de lâchers, où la vitesse est non nulle et connue, jusqu'au bord d'attaque où la vitesse de la particule à la paroi tend à s'annuler. Dans le second cas les trajectoires sont également calculées depuis les points de lâchers mais, jusqu'à observer un décollement entre la particule et la surface du fait que la vitesse de l'écoulement ne s'annule pas au bord de fuite. Ainsi, pour l'intrados et l'extrados, une ligne de points de frottement est l'union de ces deux demi-lignes de frottement (figure III.9).

---

3. Une ligne composée d'ensemble de points obtenus par échantillonnage d'une donnée continue est ici appelée discrète.

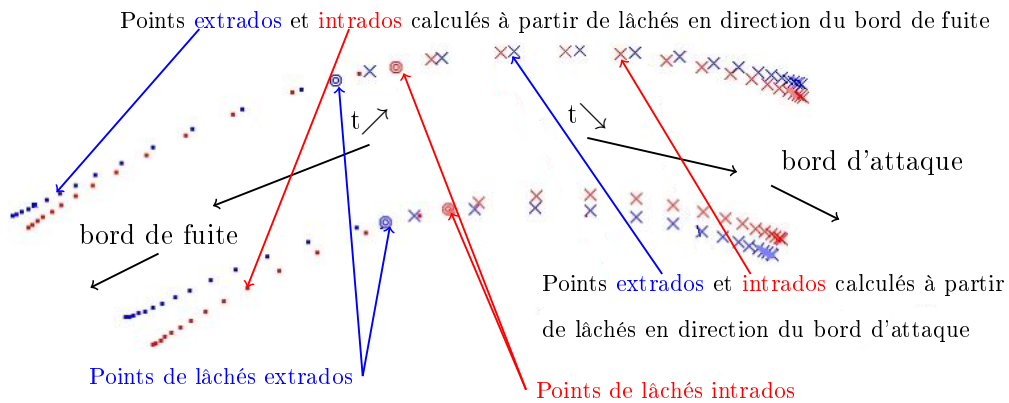


Figure III.9 – Points des lignes de frottement numériques

Cette méthode de calcul, comme l'illustre la figure III.9, génère des lignes de frottement qui présentent deux inconvénients principaux pour l'approche envisagée :

- a) un nombre variable de points,
- b) des discontinuités aux niveaux des bords de fuite et d'attaque.

a) L'hétérogénéité du nombre de points provient de la méthode de calcul et de la géométrie de la pale. Pour obtenir les demi lignes de frottement allant vers le bord d'attaque, la méthode nécessite la connaissance des vitesses pariétales en chacun des points de lâchers. La vitesse pariétale et la distance à parcourir pour atteindre le bord d'attaque diffèrent pour chacun de ces points. Du fait de ces considérations et sachant que les itérations de calculs sont temporelles, il est normal d'observer des différences entre les nombres de points constitutifs de chaque demi-ligne de frottement. Cette hétérogénéité pénalise l'interpolation de nouvelles lignes. Les nouvelles lignes de frottements joignent des points interpolés sur des courbes transverses aux lignes de frottement originales (figure III.10). Les lignes transverses sont des courbes reliant les points des lignes originales de même indice. Par exemple :  $(\dots, Pt_{i,j}, Pt_{i,j+1}, \dots)$  pour la courbe transverse reliant les points d'indice  $i$ <sup>(4)</sup> des lignes de frottements  $j$ <sup>(5)</sup>. Si le nombre de points supportant les lignes de frottement originales varie, les lignes de frottement interpolées ne sont pas pertinentes. Une méthode d'homogénéisation est développée pour obtenir un nombre identique de points par couple<sup>6</sup>. Cette méthode se base sur une distance curviligne constante entre les points successifs d'une même ligne de frottement.

4.  $i$  : indice du point considéré sur une ligne de frottement

5.  $j$  : indice de la ligne de frottement

6. Un couple (de lignes de frottement) est l'union des lignes de frottement intrados et extrados de même indice

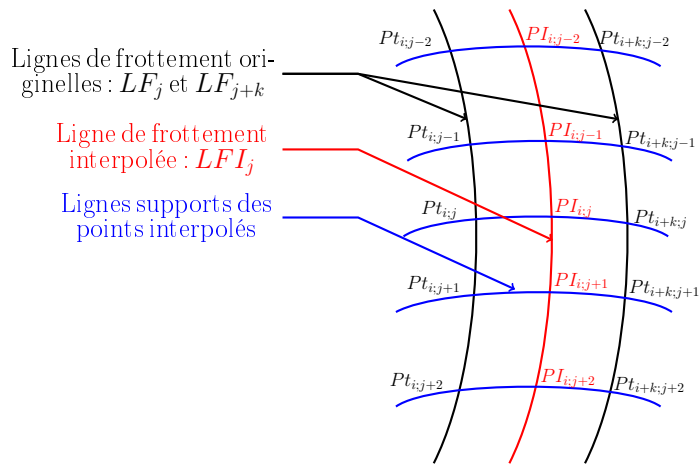


Figure III.10 – Méthode d’interpolation transversale.

b) La discontinuité à la fois au bord d’attaque et au bord de fuite des lignes intrados et extrados pénalise également l’intégration de données du métier hydrodynamique dans le processus de fabrication. La discontinuité vient de la méthode de calcul qui nécessite des points de lâcher situés en partie centrale de la pale et qui diffèrent donc pour les faces intrados et extrados. De même que pour les lignes de courant, les points de lâchers étant différents pour chacune des faces, les demi-lignes de frottement ne se raccordent pas au bord d’attaque ni au bord de fuite. Ce constat est gênant pour l’usinage car les cinématiques des centres d’usinage multi-axes envisageables pour l’étude (Liechti TM1200, Huron KX15, Fatronik Verne) sont telles qu’il est intéressant de réaliser un usinage continu. De ce fait, cette méthode contribue à :

- réduire le temps d’usinage,
- augmenter la précision,
- simplifier l’usinage.

Le bord de fuite influence peu les performances hydrodynamiques ; il est envisagé lors de l’usinage d’y effectuer un décalage selon l’envergure de l’hélice lors du passage de l’intrados à l’extrados. La discordance des lignes de frottement intrados et extrados à ce niveau n’est donc pas gênante.

Le bord d’attaque est une zone de fortes variations de pression et si la cavitation y apparaît elle se propage au reste de la surface. Son état de surface doit être satisfaisant, ce qui impose d’observer une continuité de l’usinage en ce point. Les couples de lignes de frottement doivent s’y raccorder.

### III.2.2 Reconstruction en vue de l'intégration de données hydrodynamiques au sein d'une démarche C.F.A.O.

Les données hydrodynamiques sont issues de calculs numériques dédiés à une analyse des performances des propulseurs modélisés. Le traitement est simplifié par un découpage en sous ensembles caractéristiques de la géométrie de la pale (intrados et extrados). Les données contenues sont riches en informations mais clairsemées dans le sens où elles sont connues en peu de points (23 lignes régulièrement réparties sur une pale de 110 mm d'envergure dans notre exemple qui illustrera la partie III.3 et le chapitre IV). La démarche mise en place nécessite de traiter la pale dans son ensemble, de façon continue (les reprises d'usinage sont proscrites). Par conséquent les données hydrodynamiques doivent être traduites pour cette approche.

Les données sont au nombre de deux par face (l'une contient les points de lâchers vers le bord de fuite et l'autre les points de lâchers vers le bord d'attaque). Un pré-traitement est effectué pour obtenir des couples de lignes de frottement (Annexe H) nécessaire à l'obtention d'un usinage continu.

Lors de l'usinage une tolérance linéaire est à respecter en rapport avec les rayons de courbure de la pale. La trajectoire d'usinage est discrétisée en segments de droites. Au regard de la cambrure maximale et de la corde minimale de la pale, un nombre de points,  $n$ , par ligne de frottement est déterminé pour respecter les tolérances de fabrication. Une interpolation circulaire est effectuée sur les données pour les enrichir en ce sens (le nombre de points constant par ligne est également choisi pour éviter d'alourdir les calculs) (Annexe I). La figure III.11 illustre le résultat de ces opérations.

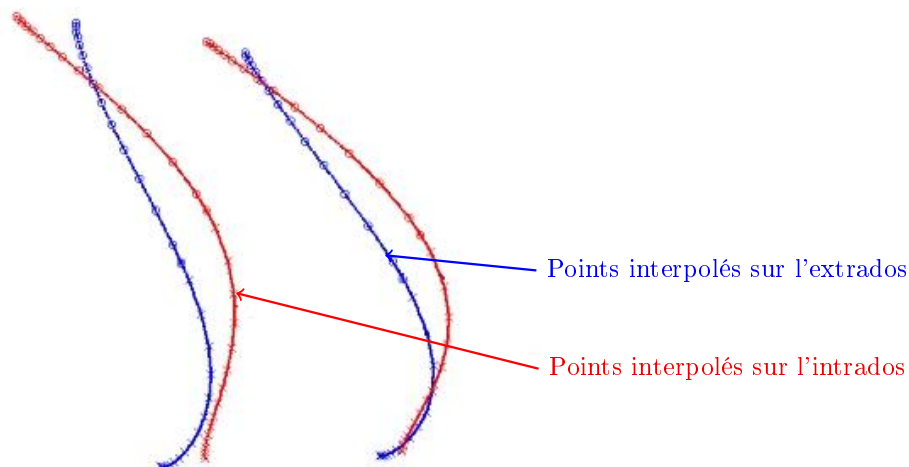


Figure III.11 – Densification des lignes de frottement

L'étape d'homogénéisation du nombre de points par ligne de frottement permet d'obtenir deux ensembles de données contenant les lignes de frottement intrados pour l'un et extrados pour l'autre. Ces lignes de frottement sont deux à deux appairables par comparaison de leur point de lâcher. Pour ne pas engendrer d'imperfections d'usinage dues à un décalage outil-pièce au contournement du bord de fuite et du bord d'attaque, les lignes de frottement doivent au moins se raccorder en l'une de ces zones ; ceci fait l'objet de la partie à suivre.

### III.3 Génération de trajectoires d'usinage avec prise en compte de considérations hydrodynamiques

Le processus de génération de trajectoires d'usinage à partir de données fonctionnelles ne peut pas être direct ; il nécessite la mise en place d'une méthode de génération trajectoires d'usinage à partir de lignes de frottement. En effet, donnée numérique issue de calculs hydrodynamiques, les lignes de frottement présentent des incompatibilités pour une utilisation directe comme trajectoires d'usinage.

Le principal inconvénient des lignes de frottement vues de l'usinage est de laisser apparaître une discontinuité au bord d'attaque. Celle-ci rend l'usinage continu impossible. Une solution consistant à conserver les lignes de frottements d'une seule face, intrados ou extrados, puis à construire par interpolation linéaire les lignes de frottement sur l'autre face de sorte qu'il y ait continuité au bord d'attaque, est choisie.

La démarche adoptée permet de conserver indifféremment les lignes de frottement intrados ou extrados. Toutefois, la face extrados est la face influant le plus les performances hydrodynamiques. Par conséquent il est préférable d'avoir sur cette face des données directement issues de calculs hydrodynamiques. La configuration choisie pour la suite de l'étude conserve les données hydrodynamiques originales de l'extrados.

#### III.3.1 Mise en place de sections géométriques de référence

Les lieux des points extrémités des lignes de frottement extrados et intrados ne sont pas identiques car leur calcul est arrêté en amont du bord d'attaque. Les écarts entre les points extrémités sont importants (2 à 3 mm observés sur une pale de 110 mm). A partir de la géométrie de la pièce

un “re-calage” selon l’envergure précède le raccordement des lignes de frottement. La géométrie de la pale au niveau du premier point de chacune des lignes de frottement extradados doit être connue.

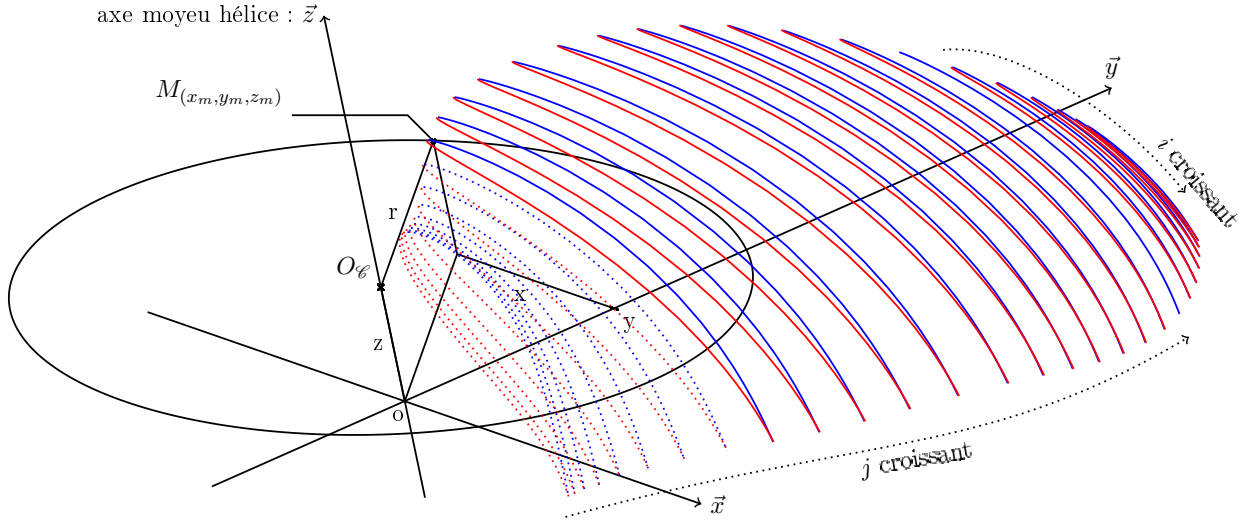


Figure III.12 – Modèle numérique d'une pale ; repérage d'axes et points

Le modèle numérique C.A.O. de la pale<sup>7</sup> (figure III.12) est utilisé pour interpoler linéairement des sections géométriques  $CAOI_p$  avec  $p \in [1, \dots, J]$  aux rayons des premiers points de chaque lignes de frottement extradados :  $r(CAOI_p) = r(PtE_{(1,j)})$  :

Si  $r(CAO_1) \leq r(PtE_{(1,j)}) \leq r(CAO_2)$  :

$$\forall k \in [1, \dots, K] \quad CAOI_{(k,p)} = CAO_{(k,1)} + \frac{|r(PtE_{(1,j)}) - r(CAO_1)|}{\Delta r_{1-2}} * \overrightarrow{CAO_{(k,1)} \overline{CAO_{(k,2)}; CAO_{(k,3)}}}$$

avec :  $\Delta r_{1-2} = |r(CAO_2) - r(CAO_1)|$

sinon :

$$\forall k \in [1, \dots, K] \quad CAOI_{(k,p)} = CAO_{(k,l)} + \frac{|r(PtE_{(1,j)}) - r(CAO_l)|}{\Delta r_{l-l+1}} * \overrightarrow{CAO_{(k,l-1)} \overline{CAO_{(k,l)} CAO_{(k,l+1)}}}$$

avec :  $\Delta r_{l-l+1} = |r(CAO_{l+1}) - r(CAO_l)|$

et  $\{CAO_l; CAO_{l+1}\} / r(CAO_l) \leq r(PtE_{(1,j)}) \leq r(CAO_{l+1})$

7. définition des sections circulaires de référence de la pale figure VI.3.



Ainsi la géométrie de la pièce est connue dans des sections de pales circulaires contenant les premiers points des lignes de frottement extradados (figure III.13).

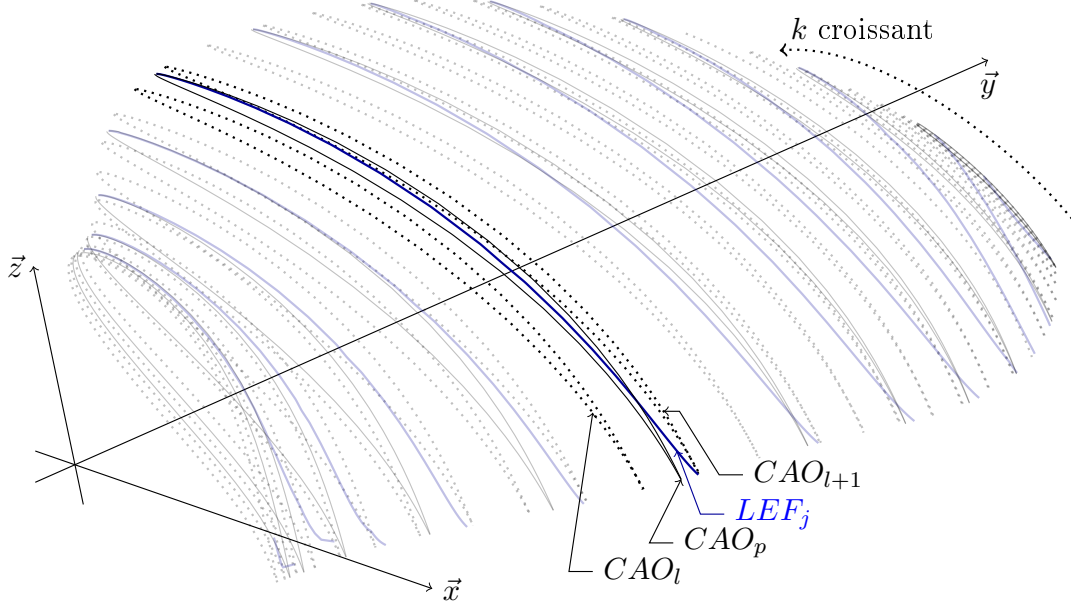


Figure III.13 – Interpolation de sections CAO

### III.3.2 Interpolation de lignes de frottements intrados géométriquement satisfaisantes

La géométrie à respecter en usinage est connue pour les sections circulaires de rayons égaux aux rayons des premiers points des lignes de frottements extradados. La donnée fonctionnelle intrados est interpolée circulairement (annexe K.1) pour obtenir de nouvelles lignes de frottements intrados. Leurs points extrémités au bord d'attaque appartiennent à une section géométrique passant par le point extrémité au bord d'attaque de leur ligne de frottement extradados respective. L'opération réalisée se résume de la façon suivante :

$\forall p \in [1, \dots, J]$  l'ensemble contenant les lignes de frottement  $LIF$  est scruté pour sélectionner les lignes de frottement intrados originales,  $LIF_{j-1}$ ,  $LIF_j$  et  $LIF_{j+1}$  avec  $j \in [1, \dots, J]$ , telles que :

$$r(PtI_{1,j}) \leq r(CAOI_p) \leq r(PtI_{1,j+1})$$

Puis, à partir de celles-ci, des lignes de frottement intrados,  $LIFI_n$  avec  $n \in [1, \dots, J]$ , sont interpolées de manière à ce que :

Si  $r(PtI_{1,1}) \leq r(CAOI_p) \leq r(PtI_{1,2})$  :

$$\forall i \in [1, \dots, I], PtII_{(i,n)} = PtI_{(i,1)} + \left( \frac{d_1}{|PtI_{(1,1)}PtI_{(1,2)}|} \right) * \overrightarrow{PtI_{(i,1)}PtI_{(i,2)}; PtI_{(i,3)}}$$

$$\text{avec : } d_1 = \min \left( |PtI_{(1,1)}CAOI_{(o,p)}| \right) \forall o \in [1, \dots, O]$$

Sinon :

$$\forall i \in [1, \dots, I], PtII_{(i,n)} = PtI_{(i,j)} + \left( \frac{d_j}{|PtI_{(1,j)}PtI_{(1,j+1)}|} \right) * \overrightarrow{PtI_{(i,j-1)}; PtI_{(i,j)}PtI_{(i,j+1)}}$$

$$\text{avec : } d_j = \min \left( |PtI_{(1,j)}CAOI_{(o,p)}| \right) \forall o \in [1, \dots, O]$$

Pour chaque ligne de frottement extrados deux données sont connues :

1. une donnée géométrique ; section circulaire de la pale de rayon égal au rayon du point extrémité au bord d'attaque de la ligne de frottement extrados  $CAOI_p$ ,
2. une donnée fonctionnelle ; ligne de frottement intrados interpolée pour que son premier point coté bord d'attaque appartienne à une section circulaire interpolée précédemment,  $LIFI_n$ .

L'ensemble de ces données est représenté sur la figure III.14.

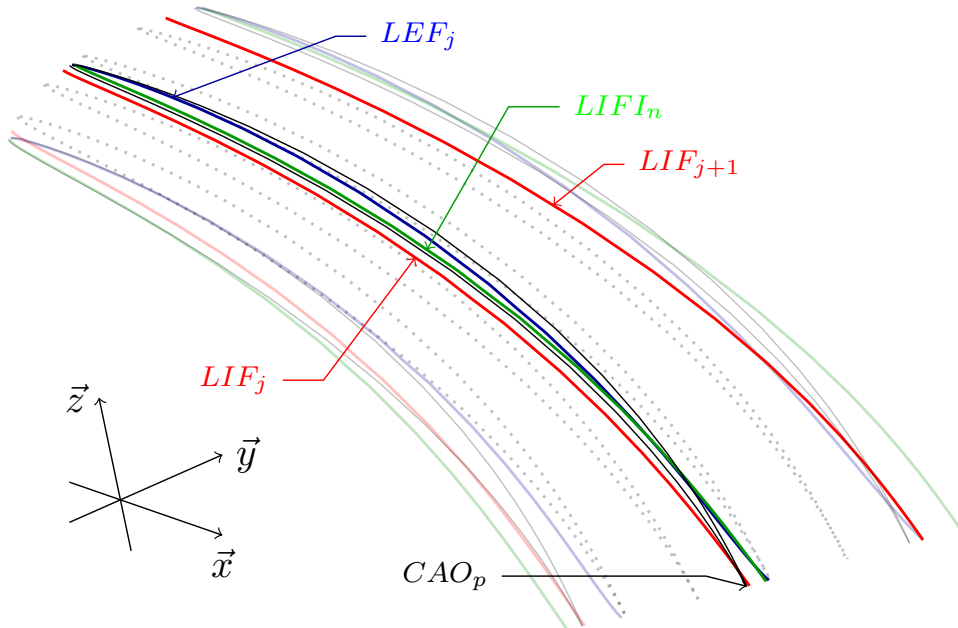


Figure III.14 – Première interpolation des lignes de frottement intrados

Obtention de lignes de frottement continues  $C_0$  au bord d'attaque :

Chaque ligne de frottement extrados originale possède un point en commun avec une section géométrique interpolée. Cette section présente également un point commun avec une ligne de frottement intrados interpolée. Un couple de lignes de frottement continues  $C_0$  au bord d'attaque est proposé à partir d'une ligne de frottement extrados originale (LEF), une ligne frottement intrados interpolée (LIFI) et de la partie de section géométrique interpolée (CAOI) située entre les points qu'elle a en commun avec les lignes de frottements précédentes :

$$\{LEF_j + CAOI_{(k_{ej} \dots k_{ij}, j)} + LIFI_j\}$$

avec  $k_{ej}$  et  $k_{ij}$  tels que :

$$\begin{aligned} |PtE_{(1,j)}CAOI_{(k_{ej},j)}| &= \min(|PtE_{(1,j)}CAOI_{(k,j)}|) \forall k \in [1, \dots, K] \text{ et :} \\ |PtII_{(1,j)}CAOI_{(k_{ij},j)}| &= \min(|PtII_{(1,j)}CAOI_{(k,j)}|) \forall k \in [1, \dots, K] \end{aligned}$$

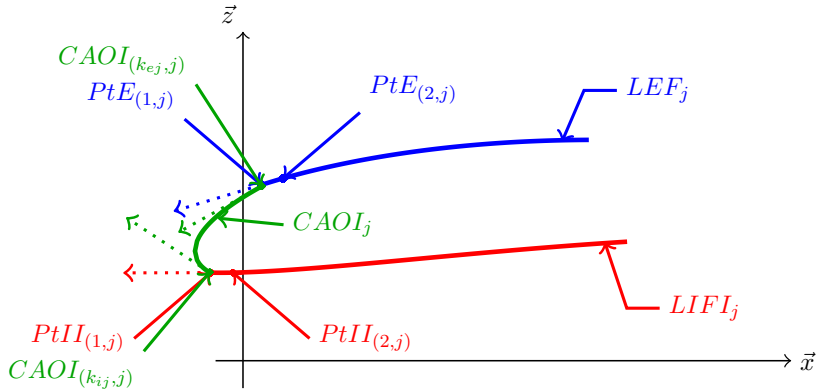


Figure III.15 – Illustration de la continuité  $C_0$  au bord d'attaque

Ces couples de lignes de frottement sont uniquement de continuité  $C_0$  au bord d'attaque (figure III.15) étant donné que :

$\forall j \in [1, \dots, J]$  et,  $(k_1, k_2) \in \mathbb{N}^2$  on a :

$$\begin{aligned} \overrightarrow{PtE_{(1,j)}CAOI_{(k_{ej},j)}} &\neq k_1 * \overrightarrow{PtE_{(2,j)}PtE_{(1,j)}} \\ \text{et : } \overrightarrow{CAOI_{(k_{ij},j)}PtII_{(1,j)}} &\neq k_2 * \overrightarrow{PtII_{(1,j)}PtII_{(2,j)}} \end{aligned}$$

Cette continuité  $C_0$  ne satisfait pas la définition d'une ligne de frottement qui est une ligne fluide, continue, retraçant le mouvement du fluide à la surface de l'hélice. De plus, d'un point de vue

usinage, suivre une ligne constituée de trois parties uniquement  $C_0$  entre elles peut engendrer des mouvements machine brusques et donc, être source d'apparition d'imperfections d'usinage. Une méthode permettant,  $\forall j \in [1, \dots, J]$ , de relier les demi-lignes de frottement  $LEF_j$  et  $LIFI_j$  avec une continuité au moins  $C_1$  est mise en place.

### III.3.3 Raccordement, au bord d'attaque, des lignes de frottement extrados originales et intrados interpolées

#### Raccordement par interpolation circulaire

Un raccordement  $\forall j \in [1, \dots, J]$  des demi-lignes de frottement  $LEF_j$  et  $LIFI_j$ , basé sur une interpolation circulaire (Annexe K.1) est étudié pour sa facilité de mise en œuvre. L'interpolation circulaire nécessite trois points pour la construction du cercle d'interpolation. Deux choix sont envisagés pour les définir :

- deux points de  $LEF_j$  ( $PtE_{(1,j)}$  et  $PtE_{(2,j)}$ ) et un point de  $LIFI_j$  ( $PtII_{(1,j)}$ ),
- deux points de  $LIFI_j$  ( $PtII_{(1,j)}$  et  $PtII_{(2,j)}$ ) et, un point de  $LEF_j$  ( $PtE_{(1,j)}$ ).

Dans un cas comme dans l'autre, figure III.16, cette méthode d'interpolation ne permet pas d'assurer une continuité supérieure à  $C_0$  et ne peut être retenue pour un raccordement hydrodynamiquement satisfaisant.

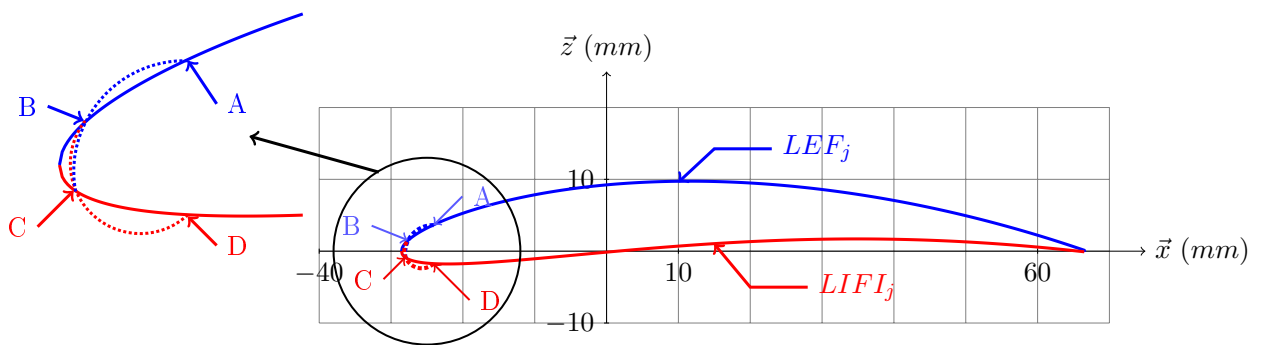


Figure III.16 – Inconvénients de l'interpolation circulaire au bord d'attaque d'un profil de pale.

#### Raccordement à l'aide d'une portion de courbe de Bézier

Les contraintes (comportement hydrodynamique, imperfections surfaciques lors de l'usinage, géométrie du bord d'attaque) nécessitent que les lignes de frottement extrados originales et intrados

interpolées soient raccordées avec une continuité d'ordre  $C_1$ .

Les lignes de frottements sont des ensembles de points. Les premiers et deuxièmes points (côté bord d'attaque) de chaque ligne sont choisis pour définir :

- deux contraintes de passage ; premier point de chaque ligne de frottement  $PtE_{(1,j)}$  et  $PtII_{(1,j)}$ ,
- deux contraintes de tangence ; vecteur passant par les deux premiers points de chaque ligne de frottement  $\overrightarrow{PtE_{(2,j)}PtE_{(1,j)}}$  et  $\overrightarrow{PtII_{(2,j)}PtII_{(1,j)}}$ .

La géométrie de la pale devant être respectée, un point de passage  $PtBA_{ib}$  par le bord d'attaque est également imposé.

Cinq contraintes vectorielles (Figure III.17) sont connues.

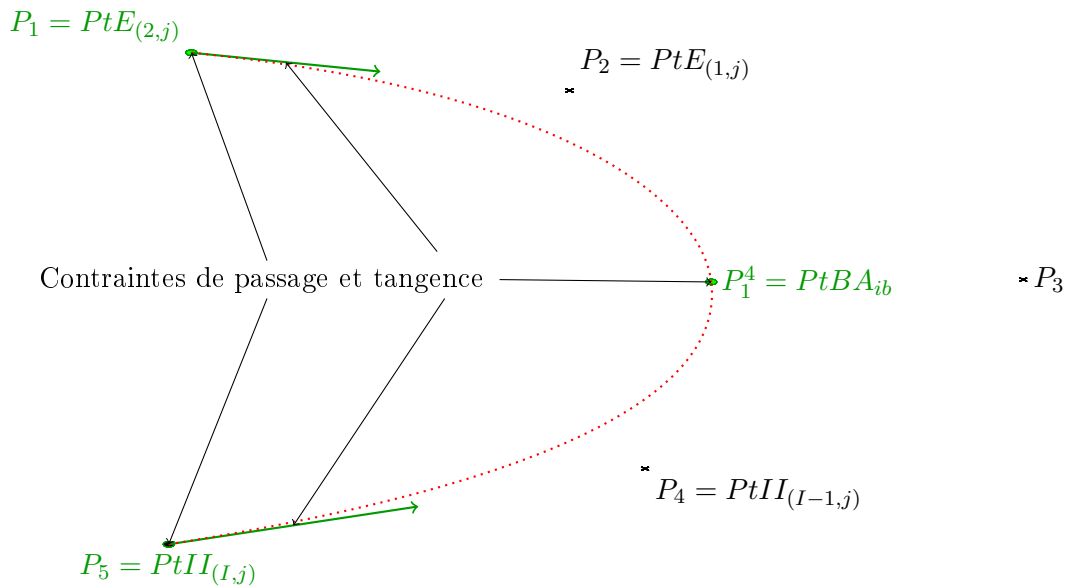


Figure III.17 – Contraintes à prendre en compte pour définir le raccord par courbe de Bézier.

Une courbe de Bézier de degré quatre et possédant cinq pôles est proposée pour relier les lignes de frottement en respectant les contraintes vectorielles. L'algorithme de Casteljau (Annexe K.2) permet d'obtenir la construction de la courbe de raccordement.

Les points  $PtE_{(1,j)}$ ,  $PtE_{(2,j)}$ ,  $PtII_{(1,j)}$  et  $PtII_{(2,j)}$  sont les derniers calculés par les algorithmes hydrodynamiques (où la vitesse du fluide devient nulle). Leur position peut être l'objet d'une incertitude importante. Une visualisation graphique de ces points permet de détecter une éventuelle incohérence avec le reste de la ligne de frottement. Dans ce cas un raccord débutant plus en amont

du bord d'attaque est possible en prenant comme premiers et deuxièmes pôles, les points d'indices respectivement supérieurs à un et deux.

La figure III.18 place les différents points utilisés pour raccorder, au bord d'attaque, les demi-lignes de frottement intrados et extrados d'indice  $j$ . De plus, la courbe de Bézier est construite sachant que le point de passage  $PtBA_{ib}$  correspond au point  $P_{(u=\frac{1}{2})}$ .

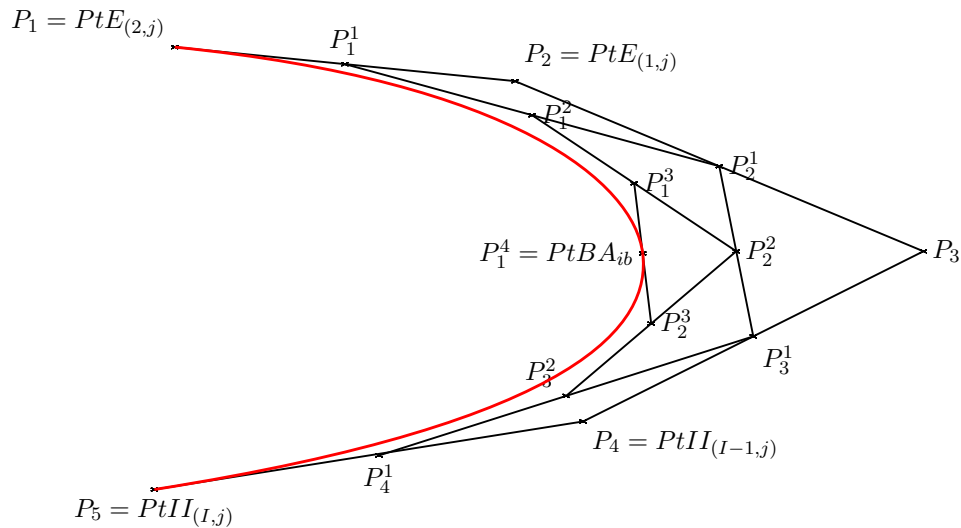


Figure III.18 – Algorithme de Casteljau avec  $P_3$  tel que  $P_1^4 = PtBA_{ib}$  pour  $u = \frac{1}{2}$

### III.4 Conclusion : prise en compte de contraintes cinématiques lors de la génération de trajectoires

A partir des données fonctionnelles traduites en un format exploitable au sein d'une démarche de C.F.A.O., les premières étapes d'une méthode de génération de trajectoires d'usinage dédiée à l'usinage d'hélices sont mises en place. De la sorte, en accord avec les contraintes fonctionnelles à respecter, la première partie de ce chapitre prospecte les cinématiques machines en adéquation avec un usinage fonctionnel de pales d'hélice. Répondant aux divers critères établis, un centre d'usinage Liehti TM 1200 complété par un montage d'usinage dédié, est retenu pour usiner les différentes pièces. Ces deux éléments se présentent en accord avec les propriétés fonctionnelles de la pièce à usiner et avec le type de trajectoires d'usinage à supporter.

Le développement d'algorithmes d'interpolation aboutit à l'obtention de lignes de frottement

continues au bord d'attaque et, chose essentielle, exploitables sous forme de trajectoires d'usinage. Ainsi, après avoir été validées d'un point de vue fonctionnel, les trajectoires interpolées doivent pouvoir être usinées. Cependant, une imprécision concernant le raccord créé au bord d'attaque entre les lignes de frottement intrados et extrados, demeure.

Pour être construite, la portion de courbe de Bézier raccordant les lignes de frottement intrados et extrados nécessite la connaissance de plusieurs informations telles que :

- le degré  $n$  de la courbe de Bézier,
- $n_\sigma$ , le nombre de contraintes de passage et de tangence relatives à  $n$ .

Les contraintes métier, hydrodynamique, géométrique et productique, imposent un nombre de contraintes vectorielles  $n_\sigma$  de cinq et une courbe de Bézier de degré  $n = 4$ . Deux contraintes de passage et deux contraintes de tangence sont fixées à l'aide de considérations fonctionnelles. La contrainte restante concerne le point de passage au bord d'attaque. En accord avec la géométrie hélice il est tout d'abord choisi sur la ligne de séparation entre surfaces intrados et extrados. Toutefois, cette ligne est constituée de nombreux points ne pouvant être différenciés par des critères fonctionnels. Dans le cadre d'une approche multimétiers un critère multiphysique reste à développer.

---

# Démarche d'optimisation des trajectoires

## Sommaire

---

<b>IV.1 Cinématique machine et trajectoires</b> . . . . .	<b>82</b>
IV.1.1 Passage par le bord d'attaque . . . . .	82
IV.1.2 Ré-interpolation des lignes de frottement intrados. . . . .	85
IV.1.3 Passage au bord d'attaque et cinématique machine. . . . .	86
IV.1.4 Validation du critère de passage par le bord d'attaque. . . . .	88
IV.1.5 Synthèse . . . . .	90
<b>IV.2 Validation fonctionnelle des trajectoires générées</b> . . . . .	<b>92</b>
IV.2.1 Introduction et mise en place d'éléments géométriques . . . . .	92
IV.2.2 Méthode de qualification de l'algorithme d'interpolation . . . . .	93
IV.2.3 Précision de l'interpolation . . . . .	94
IV.2.4 Analyse de l'erreur . . . . .	95
IV.2.4.1 Pertinence hydrodynamique de l'interpolation . . . . .	96
IV.2.4.2 Pertinence géométrique de l'interpolation . . . . .	98
<b>IV.3 Conclusion</b> . . . . .	<b>99</b>

---

Le développement d'un algorithme d'interpolation présenté au chapitre III permet de générer des lignes de frottement continues au bord d'attaque. Ces lignes satisfont des contraintes hydrodynamiques et géométriques. Le respect de la géométrie est notamment obtenu par une contrainte de passage par la ligne de séparation des surfaces intrados et extrados au niveau du bord d'attaque. La mise en place d'un critère permet le choix du point de passage pour que la ligne soit usinable et



respectueuse des lignes de frottements qui l'encadrent.

En introduisant la fonctionnalité de la trajectoire et en tenant compte de considérations cinématiques, le chapitre IV développe des démarches d'optimisation puis de validation des trajectoires proposées.

## IV.1 Cinématique machine et trajectoires

### IV.1.1 Passage par le bord d'attaque

Afin que le couple de lignes de frottement construit comme support de l'usinage (voir chapitre III) respecte la géométrie de la pale, un point de passage par la ligne de séparation des surfaces intrados et extrados est imposé au bord d'attaque. Cette contrainte vectorielle s'ajoute aux conditions de tangence entre la courbe construite et d'une part, la ligne de frottement extrados et d'autre part la ligne de frottement intrados interpolée. L'utilisation d'une courbe de Bézier de degré au minimum égale à quatre, construite avec un minimum de cinq pôles est proposée. Pour le couple d'indice  $i$  (§III.2.1, page 68), deux pôles correspondent à des points de la ligne de frottement extrados originale  $i$ , et deux autres correspondent à des points de la ligne de frottement intrados interpolée  $i$ . Le cinquième et dernier point doit quant à lui être choisi de manière à assurer le passage par le bord d'attaque repéré par  $PtBA_{ib}$ .

En calculant itérativement les barycentres des paramètres  $u$  et  $1 - u$  des points de contrôle consécutifs de la courbe, puis les barycentres de ces barycentres à l'aide des mêmes paramètres, une suite d'ensembles de points  $P_i^j$  est définie (annexe K.2).  $P_i^j$  est le barycentre de  $\{P_i^{j-1}, P_{i+1}^{j-1}\}$ ;  $j$  étant l'indice de l'itération. Le dernier ensemble ne contient qu'un point correspondant au point de la courbe de paramètre  $u$ . Si les coordonnées d'un seul des pôles sont inconnues la démarche inverse peut être réalisée. En effet, il suffit de connaître un point par lequel la courbe passe et d'imposer la valeur de  $u$  ( $u \in [0, 1]$ ) pour laquelle elle y passe.

Dans le cas présent, une courbe définie par cinq pôles avec le troisième pôle ( $P_3$ ) de coordonnées inconnues et  $X$  le point par lequel la courbe passe pour le paramètre  $u$ , l'algorithme de Casteljaou

conduit à la formule suivante :

$$\begin{aligned}
 \overrightarrow{P_1X} &= u.[2 - u + (1 - u)^2 + (1 - u)^3].\overrightarrow{P_1P_2} + u^2.[3 - 2u + 3(1 - u)^2].\overrightarrow{P_2P_3} + u^3.(4 - 3u).\overrightarrow{P_3P_4} \\
 &\quad + u^4.\overrightarrow{P_4P_5} \\
 &= u.[2 - u + (1 - u)^2 + (1 - u)^3].\overrightarrow{P_1P_2} + u^2.[3 - 2u + 3(1 - u)^2].\overrightarrow{P_2P_3} - u^3.(4 - 3u).\overrightarrow{P_2P_3} \\
 &\quad + u^3.(4 - 3u).\overrightarrow{P_2P_4} + u^4.\overrightarrow{P_4P_5} \\
 &= u.[2 - u + (1 - u)^2 + (1 - u)^3].\overrightarrow{P_1P_2} + 6u^2.(1 - u)^2.\overrightarrow{P_2P_3} + u^3.(4 - 3u).\overrightarrow{P_2P_4} + u^4.\overrightarrow{P_4P_5}
 \end{aligned}$$

d'où :

$$\overrightarrow{P_3P_2} = \frac{1}{6u^2.(1 - u)^2} \cdot [u.[2 - u + (1 - u)^2 + (1 - u)^3].\overrightarrow{P_1P_2} + u^3.(4 - 3u).\overrightarrow{P_2P_4} + u^4.\overrightarrow{P_4P_5} - \overrightarrow{P_1X}]$$

Ainsi :

$$P_3 = P_2 - \frac{1}{6u^2.(1 - u)^2} \cdot [u.[2 - u + (1 - u)^2 + (1 - u)^3].\overrightarrow{P_1P_2} + u^3.(4 - 3u).\overrightarrow{P_2P_4} + u^4.\overrightarrow{P_4P_5} - \overrightarrow{P_1X}]$$

Le point  $P_3$  a donc des coordonnées dépendantes de la valeur  $u$  et par conséquent, l'allure de la courbe de Bézier varie en fonction de ce paramètre. Sur la figure IV.1, les courbes obtenues pour  $u$  valant  $\frac{7}{20}$ ,  $\frac{1}{2}$  et  $\frac{13}{20}$  permettent de voir l'influence de ce paramètre sur la courbe de Bézier.

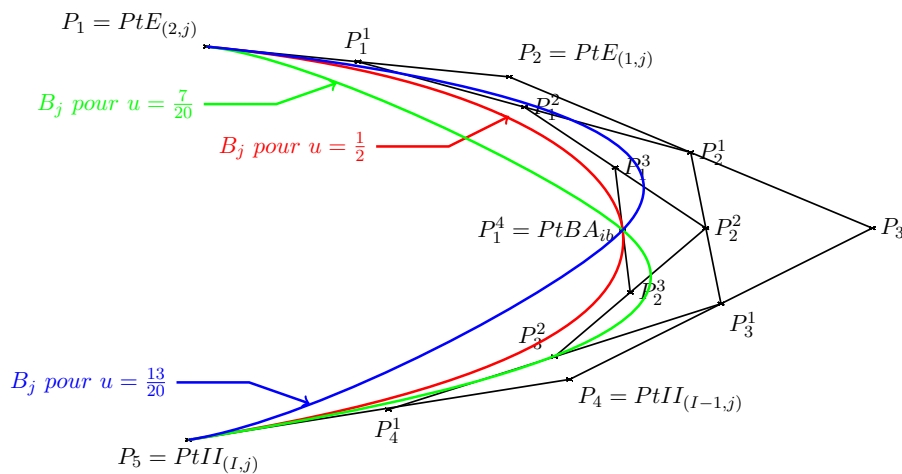


Figure IV.1 – Courbes de Bézier pour  $u$  valant  $\frac{1}{2}$ ,  $\frac{7}{20}$ , et  $\frac{13}{20}$

Comme le présente la figure IV.1, le point obtenu pour  $u = \frac{1}{2}$  se trouve au barycentre des pôles intrados et extrados. En le choisissant comme un point appartenant à la ligne de séparation des

surfaces intrados et extrados (PtBA), la courbure au bord d'attaque n'est pas "orientée" davantage vers l'extrados que vers l'intrados. Les lignes de frottement extrados étant les seules lignes originales il peut être envisagé de les "favoriser" vis à vis des lignes intrados. Pour ce faire il suffit de fixer le point de passage par la ligne de séparation pour  $u \in ]\frac{1}{2}, 1[$ . Réciproquement, fixer le point de passage par la ligne de séparation au bord d'attaque pour  $u \in ]0, \frac{1}{2}[$  permet d'orienter la courbure davantage vers l'intrados que vers l'extrados.

Cependant, dans un cas comme dans l'autre ( $u \in ]0, \frac{1}{2}[$  ou,  $u \in ]\frac{1}{2}, 1[$ ) le raccord obtenu ne respecte pas forcément la géométrie nominale de la pale. En effet, le point de passage par la ligne de séparation (BA<sup>1</sup>) ne peut plus être assimilé à un point de la ligne d'attaque du fluide (BA) alors qu'il est souhaité comme tel. Autrement dit le point de passage par la ligne de séparation n'est plus le point le plus à droite sur la figure IV.1. La solution retenue consiste à calculer  $P_3$  pour  $u = \frac{1}{2}$  au point de passage.

#### Choix du point de passage :

Afin de sélectionner les points de la ligne BA (parmi l'ensemble des points  $PtBA_{ib}$ ) prolongeant au mieux chacune des lignes de frottement extrados ( $LEF_j$  avec  $j \in [1, \dots, J]$ ) un critère angulaire de "continuité" est utilisé.

Il s'agit,  $\forall j \in [1, \dots, J]$  de minimiser  $\delta_j$ , l'angle défini par :

$$\delta_j = \left| \frac{\left( \overrightarrow{PtE_{(3,j)}PtE_{(2,j)}}, \overrightarrow{PtE_{(2,j)}PtE_{(1,j)}} \right)}{\left( \overrightarrow{PtE_{(2,j)}PtE_{(1,j)}}, \overrightarrow{PtE_{(3,j)}PtBA_{ib}} \right)} - 1 \right|$$

Les positions relatives des points,  $PtE_{(3,j)}$ ,  $PtE_{(2,j)}$ ,  $PtE_{(1,j)}$  et  $PtBAE_j$  le point sélectionné dans l'ensemble  $\{1, \dots, PtBA_{ib}, \dots, PtBA_{4000}\}$ , sont présentées sur la figure IV.2.

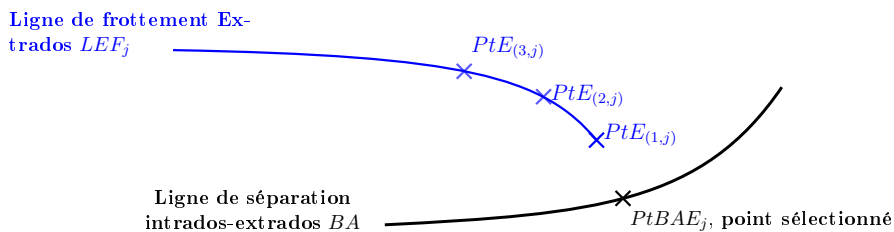


Figure IV.2 – Définition géométrique du critère de sélection d'un point du bord d'attaque

1. BA : Ligne définie comme la ligne de raccordement des surfaces intrados et extrados côté bord d'attaque. Attention à ne pas confondre avec la définition hydrodynamique de la ligne de séparation : ligne sur laquelle l'écoulement se sépare pour partir sur l'extrados ou l'intrados de la pale.

Prolonger la ligne de frottement au bord d'attaque en la faisant passer par un point du bord d'attaque doit se faire en conservant l'allure de celle-ci. Ainsi, le critère permet de retenir le point de la ligne de séparation extradados / intrados au bord d'attaque, le plus cohérent avec l'évolution de la tangente à la ligne de frottement extradados. Le point retenu est sélectionné parmi les points de la ligne de séparation discrétisée (distance curviligne de 0,001 mm entre les points). Par conséquent une erreur est commise car le point retenu est l'optimum d'un ensemble discrétisé et non le point qui serait obtenu par application de la formule à une courbe continue. Cette erreur peut être diminuée en augmentant le degré de raffinement de la discrétisation de la courbe (par exemple une distance curviligne de 0,0001 mm entre les points au lieu de 0,001 mm).

#### IV.1.2 Ré-interpolation des lignes de frottement intrados.

A partir du critère, des points de la ligne de séparation (BA) sont sélectionnés de manière à offrir la meilleure continuité avec chacune des lignes de frottement extradados  $LEF_j$ . Suite à cela,  $\forall j \in [1, \dots, J]$ , les lignes de frottement  $LEF_j$  et  $LIFI_j$  peuvent être raccordées par l'intermédiaire d'une courbe de Bézier passant par le bord d'attaque. Cependant, le critère de sélection  $\delta_j$  ne tient pas compte des lignes de frottements  $LIFI_j$  pour sélectionner les points  $PtBAE_j$  ( $\forall j \in [1, \dots, J]$ ). Bien que les lignes de frottement intrados n'aient pas le rôle le plus important d'un point de vue hydrodynamique il est toutefois nécessaire que le point sélectionné assure également la continuité avec ces lignes de frottement.

Ainsi, pour chacune des lignes de frottement intrados interpolées  $LIFI_j$  (avec  $j \in [1, \dots, J]$ ) le critère  $\delta_j$  est appliqué pour trouver les points  $PtBAII_j$  satisfaisant au mieux celui-ci. Suite à cette étape,  $\forall j \in [1, \dots, J]$ , les lignes de frottement intrados interpolées  $LIFI_j$  sont réinterpolées de manière à ce que les points  $PtBAE_j$  et  $PtBAII_j$  soient les mêmes. Les nouvelles lignes de frottements intrados obtenues sont appelées lignes de frottement intrados réinterpolées et notées  $LIFI_j^2$  avec  $j \in [1, \dots, J]$  (figure IV.3).

Les points  $PtBAE_j$  et  $PtBAII_j$  de la ligne de séparation (BA) choisis (critère  $\delta_j$ ) pour optimiser la tangence entre le raccord au bord d'attaque et les lignes de frottement  $LEF_j$  et  $LIFI_j$  ne coïncident pas. Pour pallier cet inconvénient, une nouvelle opération d'interpolation des lignes de frottement intrados est mise en place. Au lieu de prendre comme point de départ les lignes de frottement intrados originales, cette méthode utilise le résultat des étapes précédentes : des lignes de frottement interpolées par rapport aux sections C.A.O. et densifiées de manière à obtenir une hauteur de crête constante au bord d'attaque après usinage.

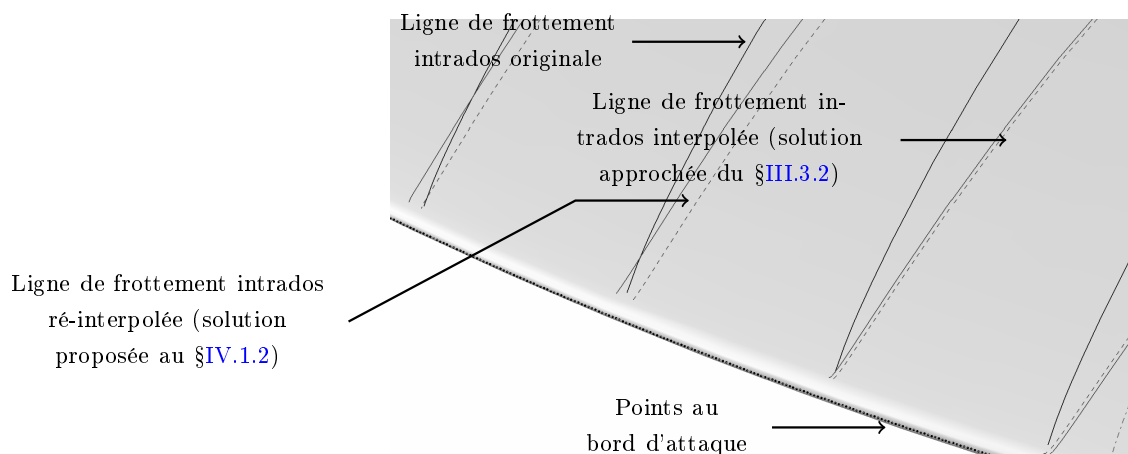


Figure IV.3 – Ré-interpolation des lignes de frottement intrados pour répondre au critère  $\delta_j$ .

L'utilisation des lignes de frottement intrados interpolées à l'aide d'un support de la C.A.O. offre l'avantage d'être une solution approchée à l'obtention de lignes de frottement intrados continues en tangence avec leur ligne de frottement extrados complémentaire. En effet, même si les lignes de frottement extrados originales et intrados interpolées n'ont pas la même direction de tangente en leurs extrémités (côté bord d'attaque), elles ont en cet endroit des points qui sont situés sur des cylindres de même rayons (et d'axe identique à celui de l'hélice). Grâce à cela les points appartenant à la ligne de séparation, qui selon le critère  $\delta_j$  minimum prolongent les lignes de frottement extrados et intrados, sont proches l'un de l'autre. La différence de rayon des cylindres d'axe hélice auxquels appartiennent ces points est calculée, puis les lignes de frottement intrados sont ré-interpolées de manière à ce que les points sélectionnés avec le critère  $\delta_j$  des lignes d'un même couple de ligne de frottement soient sur des cylindres de même rayon. Le résultat de cette interpolation est présenté sur la figure IV.3.

Suite à cette étape les lignes de frottement extrados originales et intrados ré-interpolées peuvent être raccordées par une portion de courbe de Bézier. Le résultat de cette dernière étape est présenté sur la figure IV.4.

### IV.1.3 Passage au bord d'attaque et cinématique machine.

Les étapes de choix du point de passage et de réinterpolation des lignes de frottement permettent de repositionner les trajectoires d'usinage des hélices dans un contexte géométrique et fonctionnel comme le présente la figure IV.5.

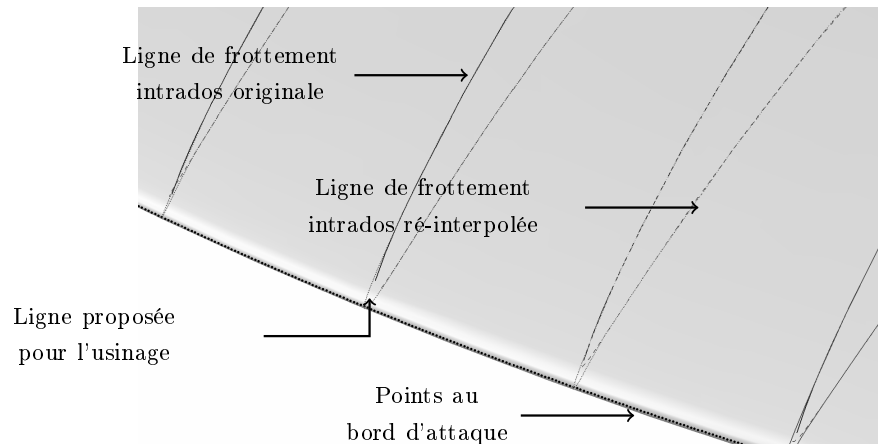


Figure IV.4 – Lignes de frottement intrados et extrados raccordées continûment au bord d'attaque avec le critère  $\delta$ .

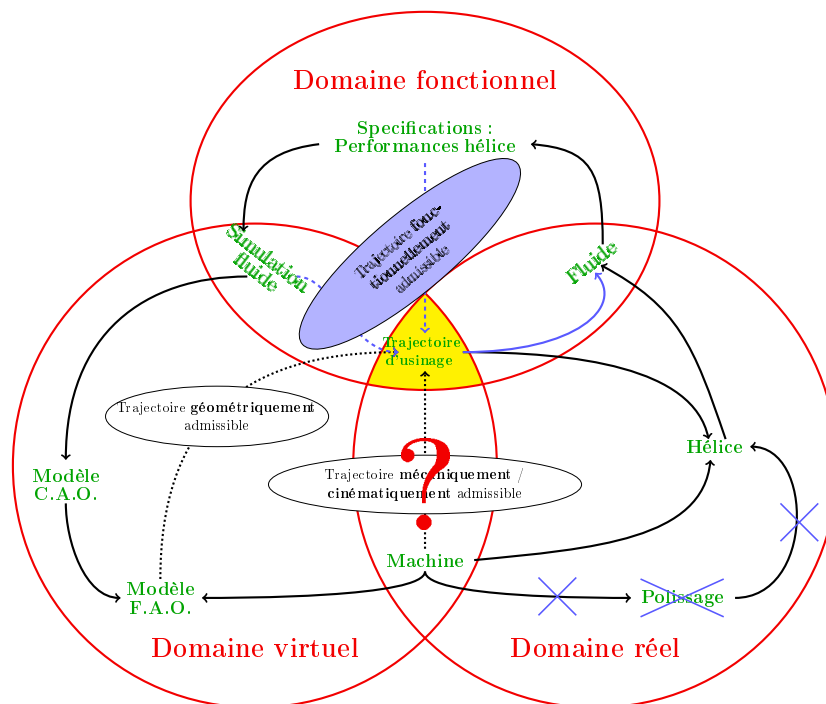


Figure IV.5 – Interactions entre le trajet d'usinage et les domaines d'activités

Les trajectoires d'usinage sont dorénavant géométriquement et fonctionnellement admissibles, il reste à vérifier qu'elles sont également cinématiquement admissibles par le centre d'usinage 5-axes et plus particulièrement au niveau du bord d'attaque où les variations de courbures importantes peuvent entraîner des accélérations importantes des axes de déplacement machine. Ces variations, si elles ont lieu, peuvent engendrer l'apparition de vibrations et être source de dégradation de l'état de

surface. De plus, si les évolutions de la courbure sont trop importantes elles peuvent également être une source de ralentissement de l'usinage dû à un phénomène de saturation en vitesse ou accélération d'un des axes de déplacement. Il est par conséquent nécessaire de lisser les variations d'accélération sur les différents axes.

Prise en compte de la cinématique machine :

Par le critère géométrique  $\delta_j$  mis en place (§IV.1.1), les lignes de frottement créées présentent une variation continue de leurs tangentes au bord d'attaque. Par conséquent, il semble possible que ce même critère  $\delta_j$  permette d'aboutir à un point de passage au bord d'attaque qui soit également celui qui, parmi les points de la ligne de séparation intrados/extrados, lisse le mieux les mouvements machine. Nous proposons une démarche de vérification du comportement machine lors du passage du bord d'attaque.

Les coordonnées  $x$ ,  $y$  et  $z$  des points des lignes de frottement permettent la construction de lignes de frottement continues dans un repère ayant pour axe  $\vec{Z}$  l'axe hélice. Les caractéristiques cinématiques du centre d'usinage sont, quant à elles, liées aux cinq axes de déplacement. Or, les conditions que fixe le critère  $\delta_j$  sont des conditions géométriques tridimensionnelles trop pauvres pour être retranscrites dans l'espace machine. Les changements de positions se répercutent sur les axes  $\vec{X}$ ,  $\vec{Y}$  et  $\vec{Z}$  machine. Les deux axes restants ( $\vec{A}$ ,  $\vec{B}$ ) permettent d'envisager l'analyse des évolutions de l'orientation outil vis-à-vis de la surface et de courbure.

#### IV.1.4 Validation du critère de passage par le bord d'attaque.

La qualification "cinématique" des lignes de frottement proposées comme trajectoires d'usinage est faite en les confrontant à des trajectoires d'usinage passant au niveau du bord d'attaque par des points voisins de celui sélectionné à partir du critère  $\delta_j$ .

Les trajectoires sont simulées en C.F.A.O. puis, les programmes Apt et Iso correspondants sont générés pour l'ensemble des trajectoires. Un fichier de points décrivant l'ensemble des positions des axes machine est ainsi obtenu pour chaque trajectoire. Les "pseudo" vitesses et accélérations de chacun des axes sont estimées par rapport à la distance parcourue depuis le bord de fuite. Cette distance vectorielle  $\Delta$  comprend également une erreur car elle ne tient pas compte des mouvements des axes de rotation ( $\vec{A}$  et  $\vec{B}$ ).

Elle correspond à :

$$\Delta = \sum_{i=1}^p \sqrt{(x_i - x_{i-1})^2 + (y_i - y_{i-1})^2 + (z_i - z_{i-1})^2}$$

avec  $p(x_i, y_i, z_i)$  la position courante.

Les courbes vitesse =  $\omega_B(\Delta)$  et accélération =  $\dot{\omega}_B(\Delta)$  de l'axe  $\vec{B}$  sont présentées sur les figures IV.6 et IV.7.

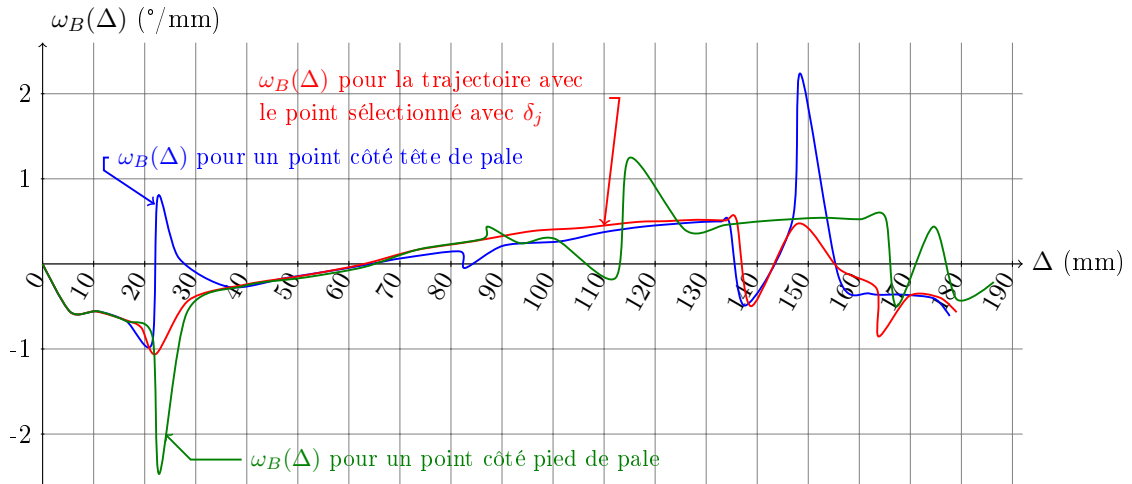


Figure IV.6 – Simulation de  $\omega_B$  le long d'une trajectoire pour différents points de passage au bord d'attaque

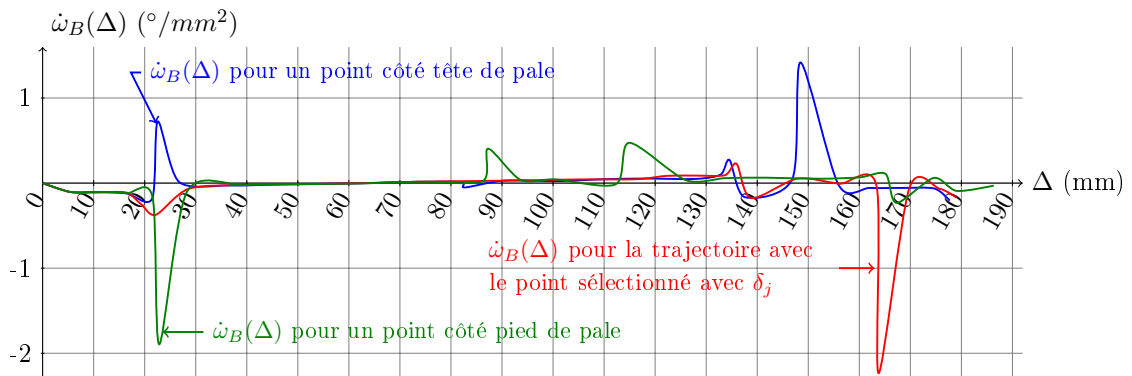


Figure IV.7 – Simulation de  $\dot{\omega}_B$  le long d'une trajectoire pour différents points de passage au bord d'attaque.

#### Mesures et validation des simulations :

Les figures IV.6 et IV.7 montrent que les évolutions de  $\omega_B(\Delta)$  et  $\dot{\omega}_B(\Delta)$  de l'axe  $\vec{B}$  dans la zone environnante au bord d'attaque ( $\Delta \in [50; 130]$ ) ne présentent pas de variations brusques. Ceci confirme que le point choisi est, dans un contexte géométrique proche de la solution proposée, celui qui permet de lisser les mouvements des axes de déplacement du centre d'usinage au niveau du passage au bord d'attaque. Les résultats de mesures in situ sont présentés sur les figures : IV.8



et IV.9. Le passage par le point sélectionné avec  $\delta_j$  permet notamment de réduire le nombre de ralentissements voire d'inversions de la vitesse lors du contournement du bord d'attaque (figure IV.8). Le choix du point de passage de la trajectoire d'usinage au bord d'attaque importe peu sur la fréquence des variations de l'accélération de l'axe  $\vec{B}$  mais, peut influencer sur les extrema atteints par l'accélération. Le critère  $\delta_j$  permet de sélectionner le point pour lequel la trajectoire d'usinage présente les extrema les plus faibles (figure IV.9). Les simulations et les mesures pour l'axe  $\vec{A}$  présentées aboutissent aux mêmes résultats.

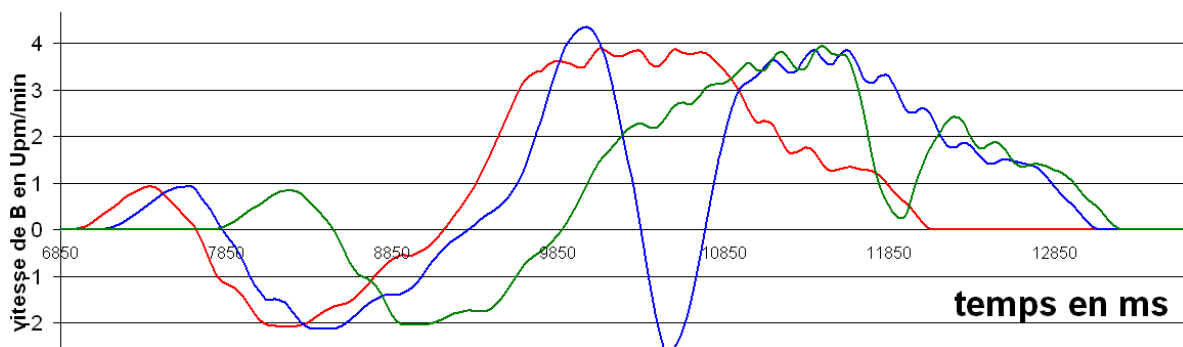


Figure IV.8 – Mesure de  $\omega_B$  le long d'une trajectoire pour différents points de passage au bord d'attaque (Le code couleur des figures précédentes est conservé).

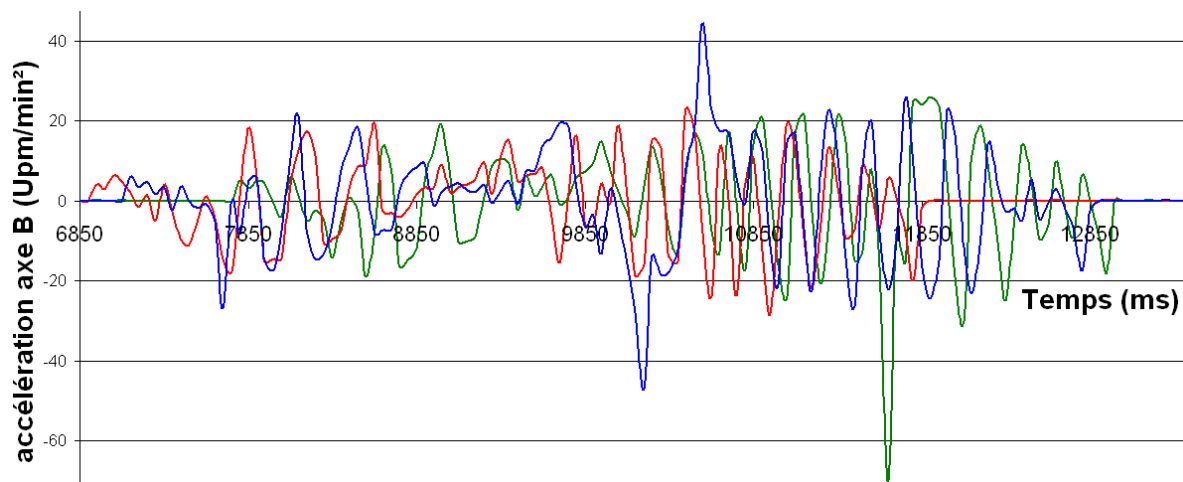


Figure IV.9 – Mesure de  $\dot{\omega}_B$  le long d'une trajectoire pour différents points de passage au bord d'attaque (Le code couleur des figures précédentes est conservé).

#### IV.1.5 Synthèse

Une interpolation circulaire des lignes de frottement intrados, puis un raccord avec les lignes de frottement extrados originales, permettent l'obtention de trajectoires continues au niveau du bord

d'attaque. Lors de la réalisation de ces étapes, les choix opérés sont dirigés par des considérations fonctionnelles. Les lignes de frottement continues doivent pouvoir servir de support à un usinage fonctionnel de pale d'hélice.

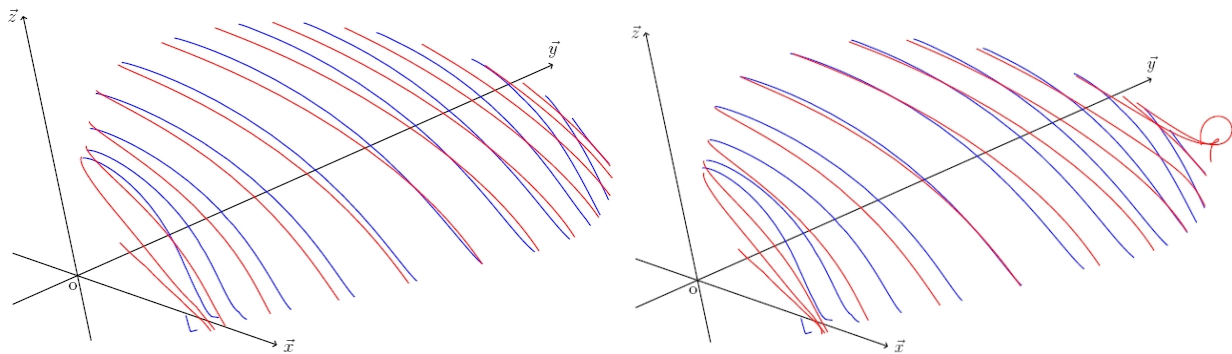
Cependant une validation de ce caractère fonctionnel est nécessaire. Une quantification de l'écart entre les lignes de frottement interpolées et celles issues de calculs hydrodynamiques est effectuée pour renseigner la fonctionnalité des trajectoires proposées.

## IV.2 Validation fonctionnelle des trajectoires générées

### IV.2.1 Introduction et mise en place d'éléments géométriques

La figure IV.10(a) présente les demi-lignes de frottement d'une pale d'hélice à son point de fonctionnement nominal, issues de calculs hydrodynamiques. Comme il a déjà été constaté (chapitre II), celles-ci sont disjointes à la fois au bord d'attaque et au bord de fuite de la pale. Un usinage suivant ces demi-lignes ne peut pas se faire sans discontinuité à ces niveaux. Mener à bien un tel usinage nécessite donc l'obtention, à partir des demi-lignes de frottement originalement disjointes, de trajectoires d'usinage continues au bord d'attaque. En outre, ceci doit permettre de diminuer les contraintes de fabrication (tel qu'un critère d'état de surface moins restrictif) tout en conservant les performances hydrodynamiques de la pale.

Suivant cet objectif les demi-lignes de frottement extrados originales sont conservées et de nouvelles demi-lignes de frottement intrados sont interpolées de manière à obtenir au bord d'attaque un passage continu des unes aux autres (§III.3). La figure IV.10(b) présente le résultat but de cette interpolation sur la pale étudiée.



(a) Visualisation des demi-lignes de frottement originales (b) Visualisation des demi-lignes de frottement intrados interpolées

Figure IV.10 – Lignes de frottements originales et intrados interpolées

En bout de pale les rayons de courbure de la géométrie remettent en cause l'emploi de la méthode dans cette zone. Les demi-lignes de frottement interpolées sur l'intrados sont issues d'algorithmes se basant sur des paramètres géométriques. Or les demi-lignes de frottement, extrados comme intrados, caractérisent l'écoulement du fluide au voisinage de l'hélice. Avant de pouvoir qualifier la méthode d'usinage selon des lignes de frottement continues au bord d'attaque, il est

nécessaire de savoir si les demi-lignes de frottement interpolées sur l'intrados sont respectueuses ou non de l'écoulement du fluide. Si les demi-lignes de frottement interpolées se montrent en accord avec l'écoulement hydrodynamique, alors elles porteront indifféremment l'appellation de demi-lignes de frottement.

### IV.2.2 Méthode de qualification de l'algorithme d'interpolation

A l'issue de calculs hydrodynamiques,  $n$  demi-lignes de frottement sont obtenues. Pour qualifier la méthode d'interpolation,  $(E(\frac{n}{2}) + 1)^2$  de ces demi-lignes sont conservées (les lignes frontières et une ligne sur deux dans la partie centrale de la pale, nommées  $LIFO_j$ <sup>3</sup> sur la figure IV.11) et sont utilisées comme point d'entrée pour reconstruire celles supprimées. La méthode d'interpolation est ensuite qualifiée en quantifiant l'écart entre les demi-lignes de frottement intrados reconstruites ( $LIFI_j$  figure IV.11) et les lignes originales supprimées. L'analyse porte sur la méthode d'interpolation utilisée. Si les lignes interpolées coïncident avec les lignes originales, alors la méthode n'induit pas d'erreur.

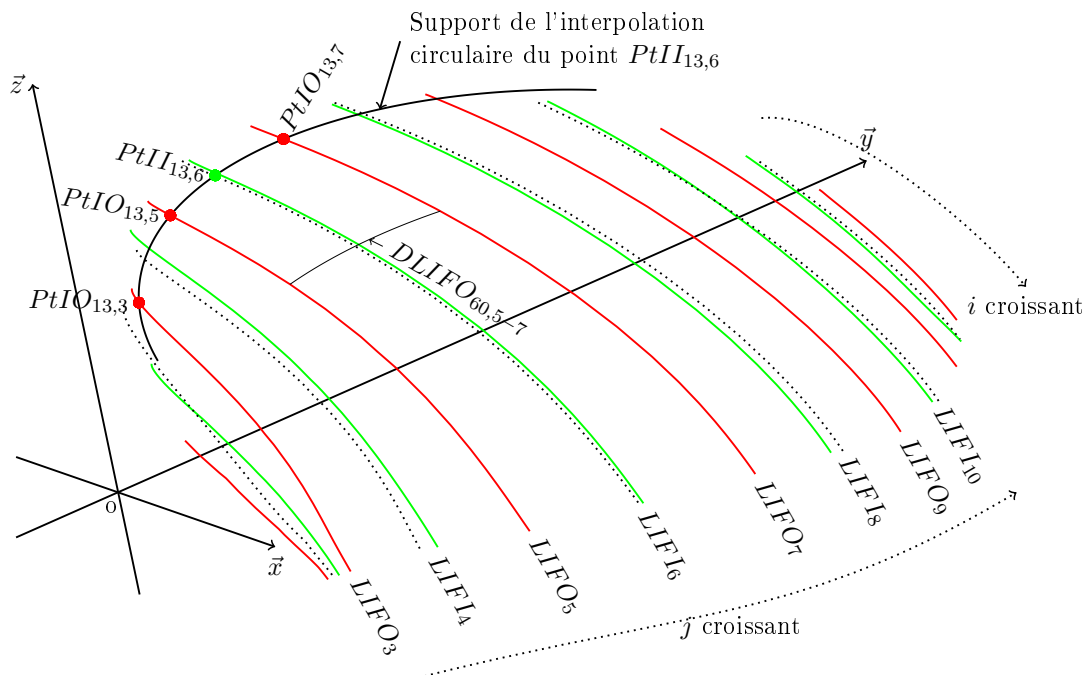


Figure IV.11 – Lignes de frottement intrados originales utilisées pour qualifier la méthode d'interpolation transversale

2.  $E(\frac{n}{2})$  représente la partie entière de  $\frac{n}{2}$

3.  $LIFO_j$  pour ligne intrados de frottement originale  $j$

### IV.2.3 Précision de l'interpolation

#### Repérage des points géométriques composants les lignes de frottement :

Les lignes de frottement sont des données numériques composées de  $I$  points dans l'espace à trois dimensions.  $J$  lignes de frottements sont calculées sur l'intrados et également  $J$  sur l'extrados de la pale ; un total de  $I.J = N_{PT}$  points sont répartis sur chacune des faces de la pale. Pour se repérer sur les figures, l'indice  $j$  croissant du pied de pale vers la tête de pale avec  $j \in [1, J]$ , est utilisé comme indice des lignes de frottement. Quant à lui, l'indice  $i$ , croissant du bord d'attaque vers le bord de fuite avec  $i \in [1, I]$ , repère les points sur chacune des demi-lignes de frottement. Ces différents indices sont mis en place sur la figure IV.11.

#### Repérage sur les graphiques :

Pour l'ensemble des graphiques que comporte ce paragraphe §IV.2, l'axe des abscisses est appelé "indice du point" et, est gradué de 0 à  $N_{PT}$ . Les points d'une face de la pale sont ainsi rangés, par ordre d'indices  $i$  et  $j$  croissants, dans une même donnée (fichier) numérique. En considérant par exemple les demi-lignes de frottement intrados, le point  $i$  de la  $j^{\text{ème}}$  ligne de frottement de cette face est situé au niveau de l'abscisse  $x$  sur les graphiques avec  $x = [(j - 1).I + i]$ .

#### Quantification de l'erreur d'interpolation :

L'erreur globale d'interpolation correspond à la distance (exprimée en mm sur les exemples traités) séparant les points des demi-lignes de frottement intrados interpolées de ceux des demi-lignes de frottement originales. Cette distance est une distance linéaire définie selon la formule suivante :

$$\text{distance} = \sqrt{(X_{PtIO_{i,j}} - X_{PtII_{i,j}})^2 + (Y_{PtIO_{i,j}} - Y_{PtII_{i,j}})^2 + (Z_{PtIO_{i,j}} - Z_{PtII_{i,j}})^2}$$

avec :  $PtIO_{i,j}$  le  $i^{\text{ème}}$  point de la  $j^{\text{ème}}$  demi-ligne de frottement originale

et :  $PtII_{i,j}$  le  $i^{\text{ème}}$  point de la  $j^{\text{ème}}$  demi-ligne de frottement reconstruite par interpolation

Ces distances quantifient l'erreur globale d'interpolation car elles sont représentatives de l'écart entre les demi-lignes de frottement interpolées et celles supprimées. L'approche proposée est générique pour pouvoir être appliquée indifféremment à tout type de pale. Pour rendre l'erreur indépendante de la taille de pale il est proposé de l'adimensionner à l'aide de la distance curviligne séparant les demi-lignes de frottement avant interpolation ( $DLIFO_{60,5-7}$  sur la figure IV.11). L'erreur d'interpolation

s'exprime ainsi sous forme d'un pourcentage  $P$  obtenu par la formule suivante :

$$P = \frac{\sqrt{(X_{PtIO_{i,j}} - X_{PtII_{i,j}})^2 + (Y_{PtIO_{i,j}} - Y_{PtII_{i,j}})^2 + (Z_{PtIO_{i,j}} - Z_{PtII_{i,j}})^2}}{PtIO_{i,j-3}, PtIO_{i,j-1} PtIO_{i,j+1}} * 100$$

Dans le cadre de l'étude, la quantification de l'erreur est réalisée après application de la méthode

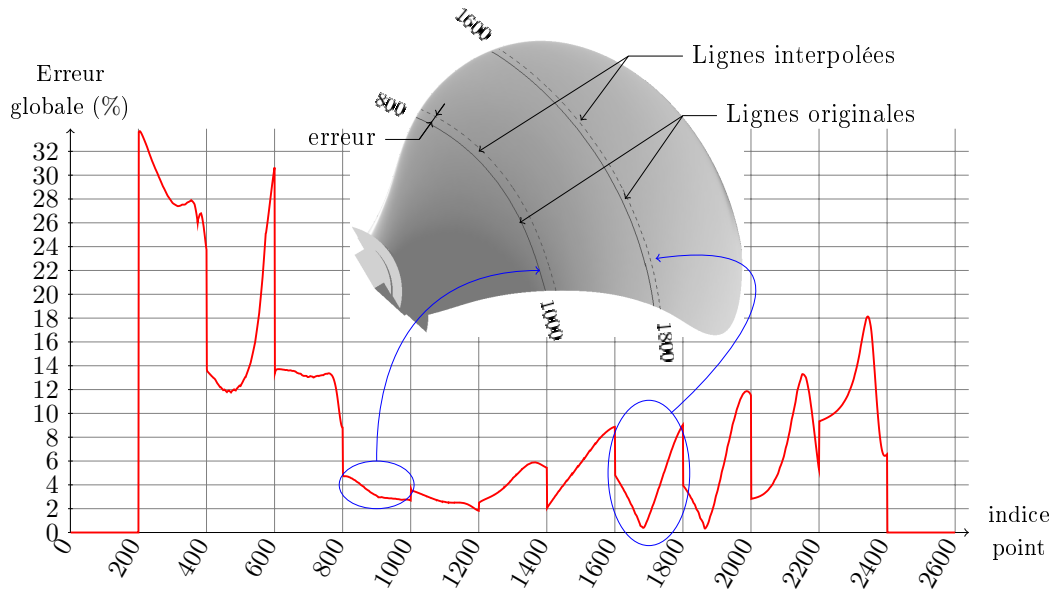


Figure IV.12 – Evolution de l'erreur globale. (EX : envergure=110mm, corde=70mm, épaisseur maximale=3mm ; dont J=13 lignes de frottements de I=200 points sont calculées par face)

de génération de trajectoires sur une pale d'envergure=110mm, de corde=70mm, d'épaisseur maximale=3mm à partir de la donnée de J=13 lignes de frottements de I=200 points par face (figure IV.12). L'erreur d'interpolation semble plus importante en tête de pale et en pied de pale. Pour certaines lignes interpolées, la méthode semble moins précise au bord d'attaque et au bord de fuite qu'en milieu de pale. Les rayons de courbures de la pale, plus importants en pied et tête de pale ainsi qu'au bord d'attaque et au bord de fuite, peuvent être à l'origine des erreurs observées.

#### IV.2.4 Analyse de l'erreur

Dans la démarche d'optimisation proposée, la cause de cette erreur est recherchée. Deux éléments apparaissent comme des sources d'erreurs disjointes et cumulées au sein de pourcentage  $P$ . Ces deux erreurs, explicitées dans la suite, sont appelées erreur de "pertinence hydrodynamique" et erreur "géométrique".

#### IV.2.4.1 Pertinence hydrodynamique de l'interpolation

Les lignes de frottement, courbes hydrodynamiques, ne sont pas liées entre-elles par des transformations géométriques simples. La position d'une ligne n'est pas définie par rapport à ses proches voisines. Pour analyser la position de la ligne  $j$  vis à vis des lignes  $j - 1$  et  $j + 1$  qui l'encadrent, un rapport de longueurs curvilignes appelé  $k_{réel}$  est proposé :

$$k_{réel} = \frac{\widehat{PtIO_{i,j-1}; PtIO_{i,j} PtIO_{i,j+1}}}{\widehat{PtIO_{i,j-1} PtIO_{i,j} PtIO_{i,j+1}}} \quad (4)$$

L'évolution des lignes de frottement étant liée au comportement du fluide au droit de leur position, ce rapport  $k_{réel}$  n'a pas de raison d'être constant du bord d'attaque au bord de fuite. L'application du calcul de  $k_{réel}$  au cas d'étude précédent confirme cette caractéristique (figure IV.13 ; envergure=110mm, corde=70mm, épaisseur maximale=3mm).

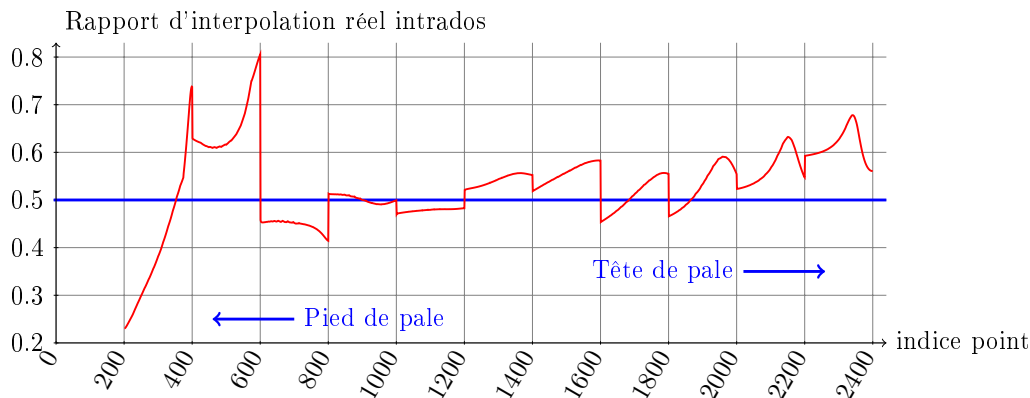


Figure IV.13 – Rapport d'interpolation “réel” pour l'intrados. (Pale d'envergure=110mm, de corde=70mm, d'épaisseur maximale=3mm ; dont J=13 lignes de frottements de I=200 points sont calculées par face)

Lors de l'interpolation de nouvelles lignes de frottement un rapport d'interpolation est nécessaire pour positionner les lignes interpolées vis-à-vis des lignes originales. Par exemple, la  $j^{\text{ème}}$  ligne de frottement est reconstruite à partir des lignes de frottement originales  $j - 3$ ,  $j - 1$  et  $j + 1$  dites lignes “encadrantes”. Les points des nouvelles lignes sont obtenus par l'application d'une

4. La signification des notations mathématiques employées dans cette partie est rappelée en annexe J. Succinctement :  $\widehat{PtIO_{i,j-1}; PtIO_{i,j} PtIO_{i,j+1}}$  correspond à la longueur curviligne  $\widehat{PtIO_{i,j} PtIO_{i,j+1}}$  de l'arc de cercle passant par les points  $PtIO_{i,j-1}$ ,  $PtIO_{i,j}$  et  $PtIO_{i,j+1}$ .

interpolation circulaire utilisant le rapport  $Ri$  suivant :

$$Ri = \frac{\left( PtIO_{i,j-3} \widehat{PtIO_{i,j-1}} PtIO_{i,j+1} \right) + k * \left( PtIO_{i,j-3} \widehat{PtIO_{i,j-1}} PtIO_{i,j+1} \right)}{PtIO_{i,j-3} \widehat{PtIO_{i,j-1}} PtIO_{i,j+1}}$$

avec  $k \in [0, 1]$

Lors de l'interpolation, le paramètre  $k \in [0, 1]$  est utilisé pour positionner la ligne de frottement  $j$  à partir des lignes qui lui sont voisines. L'évolution hydrodynamique des lignes les unes par rapport aux autres n'étant pas connue, il est arbitrairement choisi d'interpoler la nouvelle ligne à équidistance de ses voisines ; le rapport  $k$  est constant et égal à  $k = 0,5$ . Une erreur dite de "pertinence hydrodynamique" est commise. L'utilisation du paramètre  $k_{réel}$  est proposée pour effectuer l'interpolation de lignes de frottement volontairement supprimées. La distance séparant les lignes interpolées avec ce rapport et celles interpolées avec  $k = 0,5$  est calculée. Elle est adimensionnée à l'aide de la distance curviligne qui sépare les lignes de frottements entre lesquelles la nouvelle ligne est interpolée pour obtenir l'erreur de "pertinence hydrodynamique".

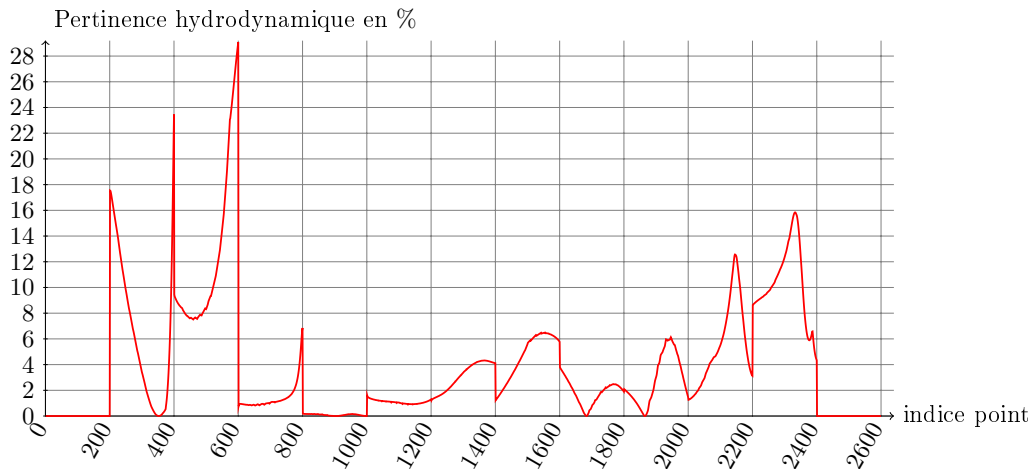


Figure IV.14 – Erreur de pertinence hydrodynamique (pourcentage)

Sur le cas d'étude précédent une erreur de "pertinence hydrodynamique" d'une moyenne de 4,5 % est commise (figure IV.14). Cette erreur induit un défaut de positionnement des lignes de frottement interpolées d'une moyenne de 0,381 mm sur le cas d'étude. Dans la partie centrale de la pale d'hélice (sections  $J = 3$  à  $J = 11$  ; points de 600 à 2200) la méthode d'interpolation utilisée à un pourcentage d'erreur inférieur à 7%. Lors de la comparaison des performances hydrodynamiques de propulseurs striés et de référence cette erreur sera considérée avant de qualifier les lignes de



frottement interpolées comme “hydrodynamiquement” valides.

#### IV.2.4.2 Pertinence géométrique de l'interpolation

Les lignes de frottement intrados sont interpolées à l'aide d'un algorithme d'interpolation circulaire (annexe K.1). Les surfaces intrados et extrados d'une pale sont obtenues par le balayage de splines. Par conséquent, un arc de cercle construit à partir de trois points d'une telle surface n'a pas l'ensemble de ses points appartenant à celle-ci. Lors de l'interpolation circulaire une erreur dite “géométrique” est commise.

Le calcul de la distance entre un point construit par interpolation circulaire et la ligne de frottement originale est proposé pour quantifier l'erreur “géométrique”. Lors de l'interpolation circulaire le rapport d'interpolation est égal à  $k_{réel}$  pour ne pas faire intervenir l'erreur de “pertinence hydrodynamique”. Une fois divisée par la distance séparant avant interpolation les demi-lignes de frottement originales, l'erreur est obtenue sous forme de pourcentage (graphique IV.15). Le cas d'étude présente

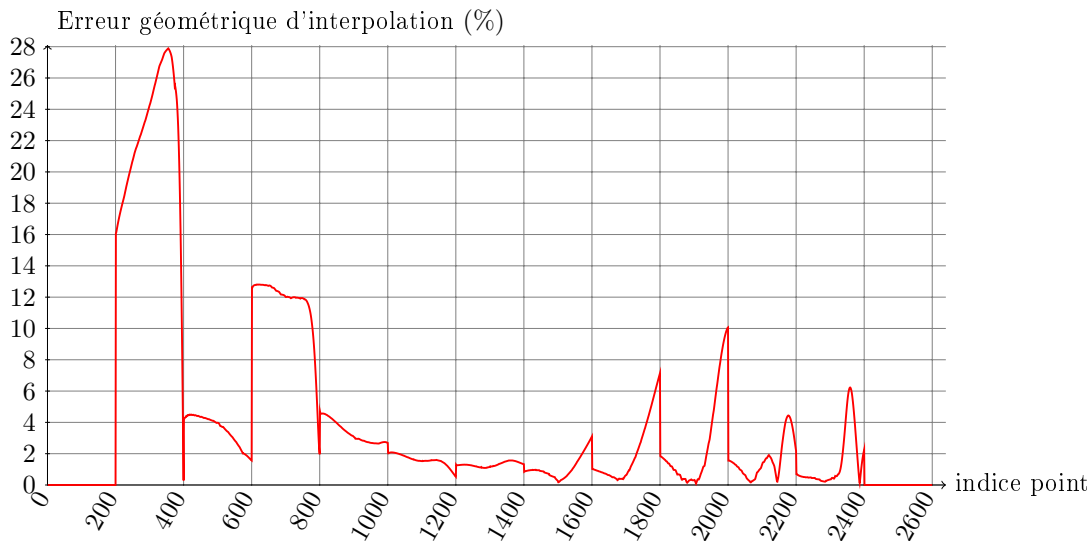


Figure IV.15 – Erreur d'interpolation géométrique de l'intrados en pourcentage

une erreur géométrique d'une moyenne de 4,8 % et atteint un maximum de 28% sur la demi-ligne d'indice  $j = 2$ . Celle-ci reste bornée dans l'intervalle  $[0; 7\%]$ , pour les points de la zone centrale  $x \in [600, 2100]$ .

### IV.3 Conclusion

L'étape de création de lignes comme support pour l'usinage, nécessite l'obtention de lignes supplémentaires en plus de leur reconstruction. La méthode retenue (§III.3) permet de les obtenir par interpolation circulaire entre deux lignes existantes. Pour permettre un usinage continu de la trajectoire, les lignes sont raccordées au bord d'attaque. Le raccordement doit satisfaire des contraintes liées à la géométrie usinée et à la cinématique machine. Un critère de sélection ( $\delta_j$ ) d'un point de passage au niveau du bord d'attaque est proposé et validé par des simulations et des mesures (§IV.1.3).

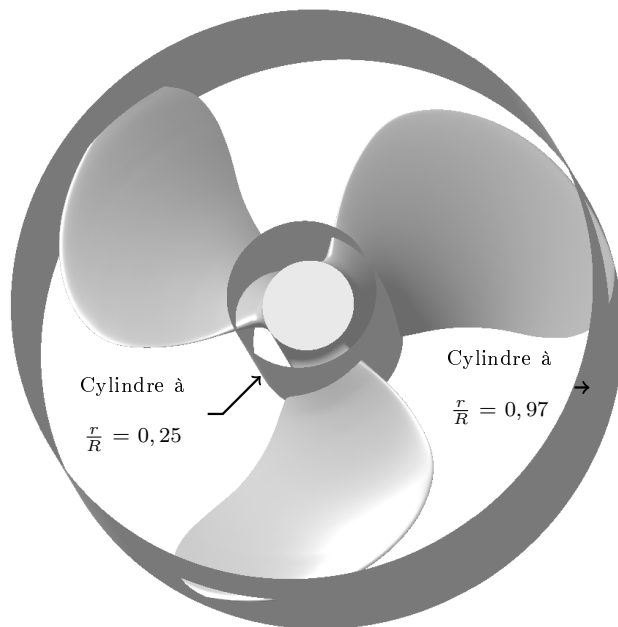


Figure IV.16 – Hélice tripale et cylindres de rayons  $\frac{r}{R} = 0,25$  et  $\frac{r}{R} = 0,97$ .

Zone	Poussée	Surface
$0,17 < \frac{r}{R} < 0,25$	3,8 %	6,8 %
$0,97 < \frac{r}{R}$	1,15 %	4 %

Figure IV.17 – Surfaces et contributions liées à la poussée des zones  $0,17 < \frac{r}{R} < 0,25$  et  $0,97 < \frac{r}{R}$

Avant d'envisager l'usinage, une analyse de la méthode d'interpolation est mise en place. Celle-ci montre que deux erreurs sont commises, une erreur "géométrique" et une erreur dite de "pertinence hydrodynamique". De moyennes respectives égales à 4,8% et 4,5% sur le cas d'étude, ces erreurs ne remettent pas en cause la méthode. La robustesse de la méthode dans les zones pour lesquelles  $\frac{r}{R} \leq 0,25$  et  $\frac{r}{R} \geq 0,97$  (figure IV.16) étant discutable il est choisi de ne pas l'appliquer (compléments tableau IV.17). En effet les lignes de frottement intrados et extrados ont des comportements différents dans une zone proche du moyeu et en extrémité de pale du fait des fortes variations de géométrie. Ceci les rend difficiles à interpoler et est source d'erreurs supérieures

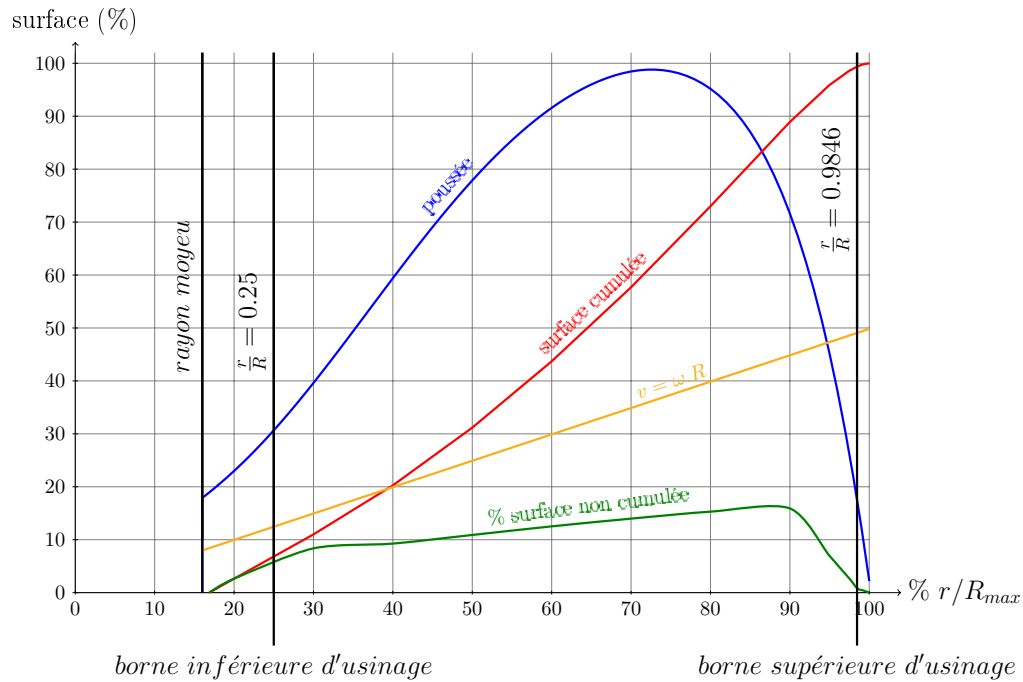


Figure IV.18 – Courbes de répartition de la poussée et de la surface d'une pale en fonction du rayon adimensionné  $r/R$ .

à l'erreur moyenne (erreur géométrique de 28 % et erreur de pertinence hydrodynamique de 30 % au niveau du pied de pale).

Comme le montre la figure IV.18, en dessous de  $0,25 \cdot \frac{r}{R}$  les vitesses à la paroi sont faibles. Au delà de  $0,97 \cdot \frac{r}{R}$  la pression est faible. La poussée est elle même faible en dehors de ces bornes. Tenant compte de ces constats la méthode d'usinage selon des lignes de frottement est appliquée entre ces bornes. En dehors de celles-ci, un usinage selon des isoparamétriques tenant compte des problèmes de collisions outil-machine en ces extrémités sera programmé.

---

# Approche comparative des performances hydrodynamiques d'une hélice striée et d'une hélice lisse

## Sommaire

---

<b>V.1 Support d'étude</b> . . . . .	<b>102</b>
V.1.1 Le patrouilleur type P400 de la Marine nationale . . . . .	102
V.1.2 Modèle d'hélice support des usinages . . . . .	103
<b>V.2 Usinage selon les trajectoires générées</b> . . . . .	<b>104</b>
V.2.1 Gamme d'usinage . . . . .	104
V.2.2 Hauteur de crête et distance entre passes . . . . .	105
V.2.3 Détermination des conditions de coupe . . . . .	106
V.2.3.1 Cadre des essais . . . . .	106
V.2.3.2 Conditions de coupe avec l'outil Sandvik à plaquettes rapportées . . . . .	106
V.2.3.3 Conditions de coupe avec un outil Fraisa . . . . .	109
V.2.3.4 Conclusion . . . . .	110
V.2.4 Position et orientation outil / surface . . . . .	110
<b>V.3 Comparaison des performances hydrodynamiques d'une hélice striée et d'une hélice lisse</b> . . . . .	<b>111</b>
V.3.1 Objectif des essais et moyens d'essais . . . . .	111
V.3.1.1 Description de l'hélice testée . . . . .	112

V.3.1.2	Système d'entraînement . . . . .	112
V.3.1.3	Moyens d'observation . . . . .	114
V.3.1.4	Environnement d'évolution de l'hélice et fluide injecté . . . . .	114
V.3.2	Premiers essais effectués . . . . .	115
V.3.3	Observations et perspectives . . . . .	116
<b>V.4</b>	<b>Essais complémentaires . . . . .</b>	<b>117</b>
V.4.1	Analyse locale des trajectoires du fluide . . . . .	117
V.4.2	Méthode de traitement . . . . .	118
V.4.3	Résultats . . . . .	120
V.4.4	Conclusion . . . . .	121

---

## V.1 Support d'étude

### V.1.1 Le patrouilleur type P400 de la Marine nationale

Le P400 est un type de patrouilleur de la Marine nationale française, assemblé aux Constructions mécaniques de Normandie et commissionné de 1986 à 1988. Ils sont réputés pour être des bâtiments fiables, robustes et capables de conserver une vitesse élevée par mer formée. Leur grande capacité de transport (vingt passagers et deux soutes marchandes totalisant trente cinq mètres cubes) alliée à leur plage arrière permettant des hélitreuillages ou des embarquements de matériels en pontée les rendent efficaces pour des missions de service public telles que le secours en mer, la police de la navigation et des pêches et lutte contre les trafics, l'assistance aux zones isolées, les transports légers inter-insulaires et la lutte antipollution.

Leur armement leur permet également d'assurer des missions de protections de patrouille, de contrôle d'embargo, d'action de souveraineté et de transport de commandos.

Caractéristiques :Dimensions :

- 480 T à pleine charge,
- longueur : 54,80 m, largeur : 8 m,
- tirant d'eau : 2,54 m et d'air : 17,10 m,
- vitesse maximale : 23 nœuds (nd) <sup>1</sup>,
- distance franchissable : 4200 Nq <sup>2</sup> à 15 nd,
- autonomie : 21 jours.

Energie et propulsion :

- 2 moteurs diesels SEMT Pielstick,
- 2 hélices 8000 ch,
- puissance électrique : 120 kW.

Armement :

- 1 canon de 40 mm et un de 20mm,
- 2 mitrailleuses de 7,62 mm

Equipements :

- 2 radars,
- système de transmission par satellite,
- 1 grue de 2,5 T.

Equipage :

- 4 officiers,
- 18 officiers mariners,
- 8 quartiers-mâtres et matelots.

**V.1.2 Modèle d'hélice support des usinages**

Comme pour toute hélice celle des patrouilleurs P400 a nécessité des phases de conception et de validation avant mise en production. L'organisme chargé de ces travaux fut le Bassin d'Essais des Carènes (B.E.C.) situé à Val de Reuil en Haute-Normandie.

Valider une hélice à l'échelle 1 nécessite des dispositifs d'essais très importants. De plus, dans le cas où l'hélice ne satisfait pas au cahier des charges les coûts investis sont perdus. Or les coûts de production (quantité de matière, temps d'usinage, ...) augmentent considérablement avec la taille de l'hélice. Pour obtenir un développement acceptable tant sur le plan économique que temporel l'hélice validée est généralement un modèle à une échelle  $e < 1$  de l'hélice réelle. Afin de respecter les conditions de fonctionnement réelles les conditions d'essais sont déterminées par une étude de similitude telle que présentée au chapitre II dans le cadre de l'étude de l'impact de l'état de surface sur les performances hydrodynamiques de foils bidimensionnels.

Cette méthode est celle retenue par le B.E.C. pour développer l'hélice des patrouilleurs type P400. Dans le cas présent le facteur d'échelle appliqué vaut  $\frac{1}{6,8845}$ . L'hélice réelle ayant un diamètre extérieur de  $\Phi = 1,71 \text{ m}$  l'hélice modèle est de diamètre extérieur  $\Phi = 246,93 \text{ mm}$ . En outre ce diamètre est en accord avec les dispositifs d'essais présents au B.E.C.

Cette hélice n'étant plus tenue au "secret défense" sa géométrie ainsi que les lignes de frottement qui

1. Le nœud est une unité de vitesse égale à un mille marin par heure soit  $1,852 \text{ km/h}$  ou  $0,514 \text{ m.s}^{-1}$ .

2. Distance marine appelée Nautique ou encore mille marin; un mille marin international vaut 1 852 mètres.

la caractérisent ont été communiquées par le B.E.C. Cette hélice est l'hélice support de ces travaux. Enfin l'usinage des pales de cette hélice devant être continu au bord d'attaque une hélice à pales rapportées sur un moyeu est préférée à une hélice monobloc. Ceci permet un usinage séparé des pales et minimise le risque de collision outil/pièce lors du passage au bord d'attaque.

## V.2 Usinage selon les trajectoires générées

### V.2.1 Gamme d'usinage

Pour des raisons explicitées au chapitre IV la robustesse de la méthode de génération de trajectoires dans les zones pour lesquelles  $\frac{r}{R} \leq 0,25$  et  $\frac{r}{R} \geq 0,97$  est discutable. Dans ces zones, un usinage selon des isoparamétriques tenant compte des problèmes de collisions outil-machine en ces extrémités est préféré à la méthode développée. Ces considérations aboutissent à un découpage de la pale en quatre "zones" d'usinage :

1. pied de pale,
2. surface intrados pour laquelle  $\frac{r}{R} \leq 0,25$  et  $\frac{r}{R} \geq 0,97$ ,
3. surface extrados pour laquelle  $\frac{r}{R} \leq 0,25$  et  $\frac{r}{R} \geq 0,97$ ,
4. tête de pale.

remarque : Il peut paraître paradoxal que les zones centrales intrados et extrados soient dissociées alors qu'un usinage continu au bord d'attaque est envisagé. Toutefois la dissociation effectuée est uniquement valable pour les phases d'ébauches et n'est pas mise en place durant les phases de finition.

Stratégies d'usinage :

Usinages d'ébauche : Les efforts d'usinage lors des opérations d'ébauche sont importants. Pour accroître la rigidité de l'ensemble {montage d'usinage+pale} et minimiser les vibrations en usinage une contre-pointe est utilisée durant les phases d'ébauche et conservée jusqu'à ce que l'usinage de la tête de pale nécessite son retrait. L'ensemble des usinages se fait en usinage trois axes positionnés avec une stratégie d'usinage par niveaux de Z. Les usinages se faisant en trois axes positionné un retournement est effectué pour accéder à l'ensemble des volumes ébauchés. Enfin, la surépaisseur après ébauche est fixée à 0,5mm pour l'ensemble de la pale. Cette surépaisseur permet d'envisager une demi-finition (laissant 0,1mm de surépaisseur) et une finition.

Demi-finition et finition de la zone centrale : Les parties intrados et extrados allant de 0,25 à 0,97 r/R sont les zones de plus forte poussée. Le coefficient de frottement en ces endroits et donc l'orientation des stries d'usinage y sont primordiaux. Dans ces zones la demi-finition et la finition se font en suivant les trajectoires d'usinage générées par la méthode proposée.

Demi-finition et finition de la tête et du pied de pale : Au niveau des extrémités de pale les lignes de frottements influencent peu les performances hydrodynamiques et la géométrie de ces zones complique fortement l'étape de raccord des lignes de frottement au bord d'attaque. La méthode d'usinage proposée pour ces zones est un usinage selon les isoparamétriques de la surface ; méthode qui se base uniquement sur des paramètres géométriques de la pièce.

#### Ordonancement des opérations :

L'extrados a un rôle hydrodynamique plus important que l'intrados. Il est ébauché avant ce dernier pour avoir une plus grande rigidité durant son usinage et ainsi minimiser les déformations. De plus la zone centrale a un rôle hydrodynamique primordial par conséquent il est nécessaire d'avoir la plus grande rigidité possible durant son usinage. Il est choisi de retirer la contre-pointe après finition de cette zone. Ainsi, la tête de pale est la dernière zone usinée. L'ordonancement retenu pour les différentes opérations d'usinage est le suivant :

1. ébauche de l'intrados,
2. ébauche de l'extrados,
3. demi-finition et finition du pied de pale,
4. demi-finition et finition de la zone centrale,
5. retrait de la contre-pointe,
6. ébauche de la tête de pale,
7. demi-finition et finition de la tête de pale.

### **V.2.2 Hauteur de crête et distance entre passes**

Dans ses travaux A. Brient [Bri04], étudie les effets de la rugosité de la paroi sur un écoulement bidimensionnel et émet l'idée qu'un état de surface dirigé selon les trajectoires du fluide à la surface de l'hélice pourrait permettre de s'affranchir de la phase de polissage. Pour développer cette idée une étude de similitude est mise en place. Celle-ci se base sur la même hélice que celle présentée précédemment.

Afin de tirer partie des conclusions de l'étude de similitude préalables aux travaux présentés, la hauteur de crête retenue est de 0,22mm. En outre elle est spécifiée au niveau du bord d'attaque pour en permettre le contrôle. L'interpolation des lignes de frottements est faite en adéquation avec ce critère.



### V.2.3 Détermination des conditions de coupe

A partir de la méthode développée une première pale est usinée. Cependant l'état de surface observé n'est pas satisfaisant. Les causes d'un mauvais état de surface après la phase de finition peuvent être diverses mais deux raisons principales sont dégagées :

- les phénomènes vibratoires (pièce ou outil),
- des conditions de coupe inadaptées.

Les phénomènes vibratoires sont certainement à l'origine des imperfections surfaciques observées mais, leur propre cause est vraisemblablement liée à un mauvais choix de conditions de coupe en fonction de la rigidité locale de la structure.

Afin d'améliorer celles-ci, un plan d'expériences est mené pour optimiser les choix des conditions de coupe. Au sein de cette partie l'objectif, la mise en place et l'analyse de ces essais sont explicités.

#### V.2.3.1 Cadre des essais

Cette partie a pour but de résumer les travaux mis en place pour trouver les conditions de coupe donnant l'état de surface le plus satisfaisant. Le matériau usiné est, dans les deux cas, celui servant à réaliser les pales : alliage d'aluminium 2017 état T4. Pour le premier essai, l'outil utilisé est une fraise à bout sphérique à plaquettes rapportées Sandvik (réf : Coromill 216F-10 26 E-L). Les plaquettes montées sur cet outil sont de référence : R216F-10 26 E-L (nuance P10A). Dans le second essai l'outil utilisé est une fraise carbure monobloc à bout sphérique Fraisa (réf : Sphéricut-Alu C 5290 .450).

#### V.2.3.2 Conditions de coupe avec l'outil Sandvik à plaquettes rapportées

##### Remarques :

Les conditions de coupe couvrent une gamme de matériaux plus large que les alliages d'aluminium. De ce fait, il n'existe pas de plaquette de nuance dédiée à l'aluminium mais des conditions de coupe "référence" sont données par le constructeur (tableau V.1).

Dureté de l'alliage	Détalonnage	Z (nombre de dents)	$V_c$ (m/min)	$f_z$ (mm/tr)	$a_p$ (mm)
55 HRC	10 à 15°	2	150 - 200	0,1 - 0,15	0,3
63 HRC	10 à 15°	2	90 - 150	0,1 - 0,15	0,3

Tableau V.1 – Conditions de coupe constructeur pour outil sandvik.

L'angle de détalonnage  $\alpha$  précisé par le fabricant outil est un angle contenu dans le plan contenant la direction d'avance de l'outil et la normale locale à la surface au point de contact. Dans ce plan  $\alpha$  est l'angle entre l'axe outil et la normale locale à la surface au point de contact (figure V.1).

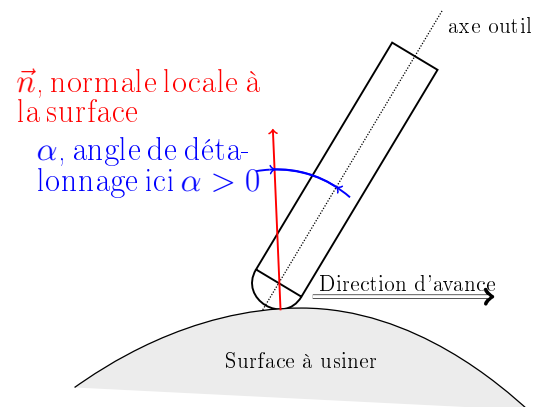


Figure V.1 – Détalonnage outil

#### Tests mis en place

En accord avec les conditions de coupe constructeur le plan d'expériences suivant a été mis en place (tableau V.2) :

Numéro essai	Facteurs			Interactions				Réponses
	Détalonnage	$V_c$	$f_z$	12	13	23	123	
1	-1	-1	-1	1	1	1	-1	8
2	1	-1	-1	-1	-1	1	1	10
3	-1	1	-1	-1	1	-1	1	6
4	1	1	-1	1	-1	-1	-1	7
5	-1	-1	1	1	-1	-1	1	6
6	1	-1	1	-1	1	-1	1	8
7	-1	1	1	-1	1	1	1	5
8	1	1	1	-1	1	1	1	5

Tableau V.2 – Matrice d'expériences pour l'outil sandvik.

Les valeurs de la colonne réponse sont établies à l'aide d'un critère visuel des états de surface. Cette matrice d'expériences correspond aux conditions de coupe présentées dans le tableau V.3.

Détalonnage	Z (nombre de dents)	$V_c$ (m/min)	$f_z$ (mm/tr)	$a_p$ (mm)	$d_{eff}$ (mm)	N (tr/min)	$V_f$ (mm/min)	Essai
10	2	90	0.1	0.3	4.99	5739	1148	1
10	2	90	0.15	0.3	4.99	5739	1722	5
10	2	200	0.1	0.3	4.99	12752	2550	3
10	2	200	0.15	0.3	4.99	12752	3826	7
15	2	90	0.1	0.3	5.73	5001	1000	2
15	2	90	0.15	0.3	5.73	5001	1500	6
15	2	200	0.1	0.3	5.73	11113	2223	4
15	2	200	0.15	0.3	5.73	11113	3334	8

Tableau V.3 – Conditions de coupe de la matrice d'essais.

Au sein de celui-ci  $d_{eff}$  représente le diamètre effectif de coupe pour un outil boule. Ce diamètre dépend du rayon de l'outil,  $R$ , et de la profondeur de passe  $a_p$  :

$$d_{eff} = 2 * \sqrt{R^2 - (R - a_p)^2}$$

Les paramètres  $R$  et  $a_p$  sont mis en place sur la figure V.2.

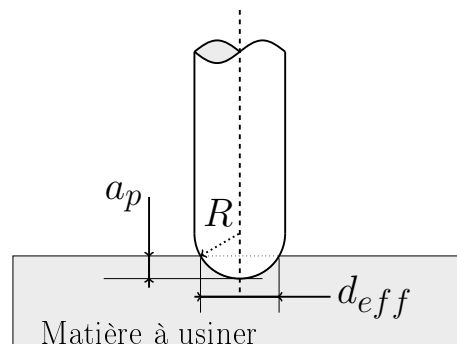


Figure V.2 – Diamètre effectif de coupe

#### Résultats des essais

Comme le montrent les tableaux Tab.V.2 et Tab.V.3, les conditions de coupe offrant le meilleur état de surfaces sont : un détalonnage de 15° avec  $V_c=90$  m/min et  $f_z=0,1$ mm. A l'aide de la matrice d'effets (tableau V.4), les facteurs les plus influents sont également déterminés. Par ordre d'importance se sont la vitesse de coupe et l'avance par dent.

	Niveau -	0	Niveau +
Détalonnage	6.25	6.875	7.5
$V_c$	8	6.875	5.75
$f_z$	7.75	6.875	6

Tableau V.4 – Matrice d'effets pour l'outil Sandvik.

### V.2.3.3 Conditions de coupe avec un outil Fraisa

#### Tests mis en place

L'outil Fraisa est un outil dédié à l'usinage d'aluminium dont les conditions de coupe constructeur sont données au sein du tableau V.5.

$\alpha$ (°)	Z (nombre de dents)	$V_c$ (m/min)	$f_z$ (mm/tr)	$a_p$ (mm)	$e$ (mm)
0	2	900	0.15	1	2
45	2	900	0.1	0.12	0.1

Tableau V.5 – Conditions de coupe constructeur pour l'outil Fraisa.

Avec des détalonnages de 10° et 15° le diamètre effectif de coupe est trop faible pour pouvoir usiner à une vitesse de coupe de 900 m/min ( $N_{max}$  machine =24000tr/min). Afin d'approcher la vitesse de coupe recommandée la solution retenue consiste à fixer  $N=24000$  tr/min pour l'ensemble des essais et à faire varier le détalonnage, l'avance par dent et la profondeur de passe. Les essais réalisés sont présentés dans le tableau Tab.V.6.

$\alpha$ (°)	$a_p$ (mm)	$d_{eff}$ (mm)	$f_z$ (mm/tr/dt)	$V_{ceff}$ (m/min)	$V_{feff}$ (mm/min)
10	1	7.30	0.1	550	4800
10	0.8	6.80	0.1	513	4800
10	0.5	5.86	0.1	441	4800
10	0.2	4.42	0.1	334	4800
10	1	7.30	0.15	550	7200
10	0.8	6.80	0.15	513	7200
10	0.5	5.86	0.15	441	7200
10	0.2	4.42	0.15	334	7200
15	1	7.87	0.1	593	4800
15	0.8	7.42	0.1	559	4800
15	0.5	6.54	0.1	493	4800
15	0.2	5.19	0.1	391	4800
15	1	7.87	0.15	593	7200
15	0.8	7.42	0.15	559	7200
15	0.5	6.54	0.15	493	7200
15	0.2	5.19	0.15	391	7200

Tableau V.6 – Conditions de coupe testées avec l'outil Fraisa.

#### Résultats des essais

Suite à ces essais, par comparaison visuelle, il est conclu que le meilleur état de surface est obtenu avec un détalonnage de 10°, une avance par dent de 0,1mm et une profondeur de passe de 0,8 mm.

#### V.2.3.4 Conclusion

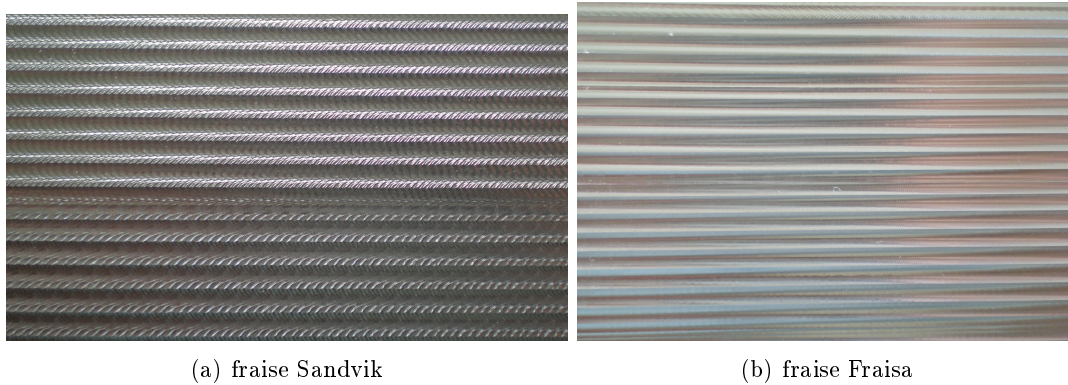


Figure V.3 – Etats de surface observés après usinage avec deux outils distincts

Les photos V.3(a) et V.3(b) illustrent les états de surface respectivement obtenus avec les outils Sandvik et Fraisa. Par comparaison visuelle il semble préférable d'usiner avec une fraise monobloc plutôt qu'avec une fraise à plaquettes rapportées. De plus, avec un tel outil et une vitesse de broche de 24000 tr/min il a été mis en évidence que les paramètres : détalonnage, avance par dent et profondeur de passe n'ont que peu d'impact sur l'état de surface obtenu. L'outil Fraisa est donc retenu pour les usinages des pales d'hélice. les conditions de coupe programmées sont un détalonnage de  $10^\circ$ , une avance par dent de 0,1mm et une profondeur de passe de 0,8 mm pour  $N=24000$  tr/min.

#### V.2.4 Position et orientation outil / surface

La hauteur de crête, ainsi que la vitesse de coupe dépendent de la position et de l'orientation de l'outil par rapport à la surface. En accord avec les valeurs déterminées pour ces paramètres l'angle de détalonnage est fixé à  $10^\circ$  et le point de contact outil / matière parcourt les trajectoires d'usinage issues de la méthode présentée. Enfin l'inclinaison latérale de l'outil par rapport à la surface est soit nulle soit déterminée pour éviter toute interférence outil / matière. Ce paramètre atteint son maximum ( $30^\circ$ ) dans les zones de pied et tête de pale, zones à fort rayon de courbure.

### V.3 Comparaison des performances hydrodynamiques d'une hélice striée et d'une hélice lisse

Au sein de la chaîne propulsive d'un navire, l'hélice a pour rôle de transformer la puissance mécanique transmise par l'arbre moteur, en puissance hydraulique. Différents phénomènes hydrauliques apparaissent à la surface de l'hélice lors de sa mise en rotation. La méthode d'usinage développée doit permettre de s'abstenir de la phase de polissage tout en atteignant les performances d'un propulseur poli. Les paramètres d'usinage étant déterminés des essais sont planifiés pour étudier l'impact de l'état de surface généré sur les performances hydrodynamiques d'une hélice.

#### V.3.1 Objectif des essais et moyens d'essais

Pour pouvoir mener une première analyse relative à l'usinage générant un état de surface orienté selon les lignes de frottements, une première campagne d'essais est effectuée. L'impact sur l'écoulement de cet état de surface orienté est analysé visuellement. Cette observation est faite à l'œil nu dans un premier temps et, par le dépouillement de films et photos obtenus à l'aide d'une caméra rapide dans un second temps.

L'hélice utilisée pour les essais est constituée de deux pales : une première lisse (servant de référence) et une seconde usinée selon des directions d'écoulement calculées par un point de fonctionnement donné (figure V.4).

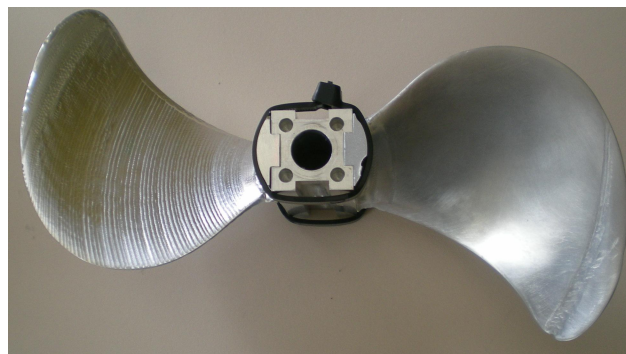


Figure V.4 – Hélice bi-pales

Pour effectuer les essais, le protocole expérimental nécessite :

- un moyeu (pales rapportées),
- un moteur et son dispositif de commande pour mettre l'hélice en rotation,
- un arbre permettant d'accoupler le moteur à l'hélice,
- un fluide au sein duquel l'hélice peut évoluer,
- un second fluide à injecter dans le premier de manière à observer les phénomènes hydrodynamiques en certains endroits et en certains instants,
- un dispositif permettant l'injection du second fluide,
- une caméra permettant, en fonction du fluide injecté, l'observation de phénomènes visibles,
- un système pour positionner en relatif l'ensemble des éléments.

L'ensemble du dispositif et de l'installation est détaillé dans la suite de cette partie.

### V.3.1.1 Description de l'hélice testée

L'hélice testée (figure V.4) est une hélice bipale à pales rapportées. Les pales ont été usinées séparément et présentent des états de surface différents. La méthode retenue pour usiner la première pale est celle mise au point dans le cadre de ces travaux (chapitres III et IV). Elle respecte une hauteur de crête au bord d'attaque de 0,22 mm. La seconde pale présente une surface lisse obtenue par ponçage manuel après un usinage basé sur la même méthode que celui de la première pale. Ces deux pales sont mises en position sur un moyeu par un pion de centrage qui positionne axialement les deux pales et assure qu'elles aient la même position dans cette direction. Du fait que les essais se font à basse vitesse, le maintien en position est assuré provisoirement par deux colliers Rilsan. Cette solution est discutable et reste à améliorer pour mener à bien des essais plus approfondis.

### V.3.1.2 Système d'entraînement

Pour obtenir un écoulement fluide autour de l'hélice, celle-ci est mise en rotation à l'aide d'un moteur à courant continu asservi en vitesse de rotation dans la plage  $[-40; 40] \text{ tr.min}^{-1}$ . La cuve contenant quelques mètres cubes d'eau, cette plage de vitesse de rotation permet de minimiser le parasitage de l'écoulement par les ondes de fluide venant d'une réflexion sur les bords du bassin. De plus dans une telle gamme de vitesse, la mise en rotation de l'hélice nécessite une puissance moteur qui reste dans un domaine de fonctionnement raisonnable. Afin de l'accoupler aux éléments dont

il doit assurer la mise en rotation, ce moteur possède un arbre creux et, au niveau de l'une de ses extrémités, une platine percée de huit trous avec un centrage court.

Un arbre de liaison suffisamment long (400 mm) pour s'affranchir des effets de surface est réalisé (figure V.5).

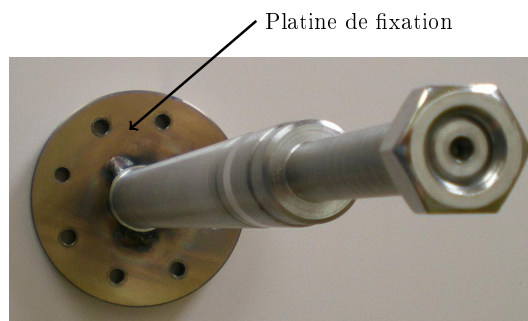


Figure V.5 – Arbre de liaison de l'hélice au moteur



Figure V.6 – Visualisation de l'environnement d'essais

Comme le montre la figure V.6, le bassin du bâtiment Somme de l'IREnav comporte plusieurs vitres qui permettent de visualiser l'hélice selon différentes orientations et non pas seulement par sa partie supérieure.



### V.3.1.3 Moyens d'observation

Les vitesses de rotations, comprises dans l'intervalle  $[-40, 40] \text{ tr.min}^{-1}$  restent faibles (Pour information  $V_{\text{périphérique max}} = 26,4 \text{ m.s}^{-1}$ ). Une première visualisation à l'œil nu est réalisée et, afin de permettre un traitement plus approfondi, une caméra rapide ( $5000 \text{ images.s}^{-1}$ ) est disposée de manière à ce que son plan focal contienne à la fois l'hélice et le fluide environnant. La caméra enregistre des films en niveau de gris et au format AVI.

Présentée sur la figure V.7, cette caméra est du type FASTCAM SA3 du fabricant PHOTRON et, ses caractéristiques (tableau V.8) présentent l'avantage d'autoriser des cadences de prises de vues rapides sans pour autant dégrader la qualité des images ou des films générés.



Figure V.7 – Caméra filmant et photographiant les écoulements hydrodynamiques

<b>Cadence d'enregistrement</b> ( <i>image/s</i> )	<b>Résolution maximale</b> ( <i>pixels</i> )
1	1024x1024
2	768x768
3	512x512
5	512x256
7,5	256x256
10	512x128
15	128x128
20	256x64
25	256x64
30	512x32
50	256x16

Figure V.8 – Caractéristiques de la caméra FASTCAM SA3.

### V.3.1.4 Environnement d'évolution de l'hélice et fluide injecté

Pour que le fluide injecté se distingue nettement du milieu dans lequel l'hélice est immergée, il est nécessaire qu'il présente un fort contraste vis-à-vis de ce dernier. De plus, l'hélice testée est

une hélice en alliage d'aluminium et n'a subi ni traitement de surface ni peinture. Ainsi, sa surface est de couleur claire et brillante.

En prenant en compte ces deux aspects et pour que l'hélice se distingue de l'environnement au sein duquel elle évolue, il est choisi d'assombrir l'eau à l'aide d'un colorant alimentaire marron. L'addition de ce colorant ne respecte pas un dosage précis mais est faite de façon à ce que l'hélice reste visible à l'œil et apparaisse sur un fond noir en visualisation caméra. Pour apercevoir les phénomènes hydrodynamiques à la surface de l'hélice, le fluide injecté doit se distinguer du fluide d'évolution et de l'hélice. La solution retenue est de prendre un fluide plus clair que l'hélice se distinguant également du milieu d'évolution ; il s'agit du lait. De plus, le lait à une miscibilité assez faible dans l'eau ainsi il reste visible sur la totalité de la durée d'observation.

### V.3.2 Premiers essais effectués

En vue de la réalisation d'essais approfondis et ciblés, une première séance d'essais est effectuée. L'objectif est de déterminer, pour différentes vitesses de rotation de l'hélice, les paramètres de réglage de la caméra. Différents modes d'injection du fluide sont également expérimentés. L'ensemble de ces essais ainsi que leurs réglages sont regroupés dans le tableau V.7.

	$N_{hélice}$ ( <i>tr/min</i> )	Obturation	Acquisition <i>Images/s</i>	Point de lâcher du fluide (lait)
Deux pales striées	30	$\frac{1}{3000}$	3000	ponctuel, milieu pale
			1000	ponctuel, milieu pale nuage
	20	$\frac{1}{3800}$	1000	ponctuel, tête pale
				ponctuel, milieu pale
10	$\frac{1}{3000}$	500	ponctuel, milieu pale	
Une lisse, une striée	30	$\frac{1}{frame}$	1000	ponctuel, milieu pale
				nuage, pied de pale
				nuage, milieu de pale
	20	$\frac{1}{3000}$	1000	ponctuel, milieu pale
10	$\frac{1}{3000}$	500	ponctuel, milieu pale	
40	$\frac{1}{3000}$	1000	ponctuel, milieu pale	

Tableau V.7 – Paramètres de réglage pour les différents essais effectués.

### V.3.3 Observations et perspectives

Les photos V.9(a) et V.9(b) permettent de constater que le lait suit visuellement les mêmes trajectoires sur la pale lisse et sur la pale usinée selon les lignes de frottement. Une injection du lait en milieu de pale et sous forme ponctuelle offre de plus amples et de meilleures observations.

Un lâcher en tête de pale fait apparaître un vortex à cet endroit et ce, aussi bien sur la pale lisse que sur la pale striée. Par conséquent, aucune observation concernant les lignes de frottement n'est possible sur cette expérience. Un lâcher au niveau du pied de pale est difficilement observable du fait que cette zone, de forte courbure, est réfléchissante et apparaît sous forme d'une tache blanche en visualisation "caméra". Pour des raisons d'observation il est également préférable d'effectuer un lâcher ponctuel et non un lâcher sous forme d'un nuage. En effet, un nuage de lait se montre souvent trop large et trop épais pour pouvoir observer un phénomène précis en un endroit particulier. Un nuage de lait peut également se montrer trop réfléchissant pour rester observable et, apparaît comme une tache blanche. Enfin, à l'issue de cette première campagne, la vitesse de rotation ne semble pas modifier les phénomènes hydrodynamiques observés.

A travers ces premières observations il est constaté que l'état de surface usiné selon les lignes de frottement ne modifie pas de manière notable l'écoulement au voisinage de l'hélice. Par conséquent la méthode d'usinage n'est pas remise en cause. Ces premières observations "in situ" restent cependant à confirmer à travers des essais plus précis et plus ciblés.

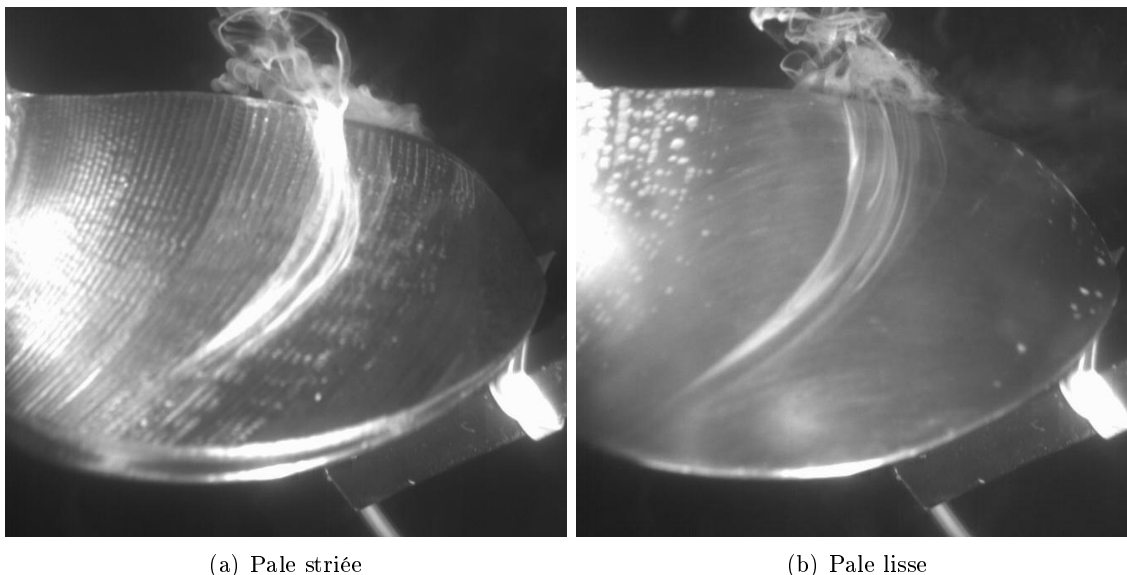


Figure V.9 – Visualisation d'un écoulement sur l'intrados d'une hélice tournant à  $N = 20 \text{ tr.min}^{-1}$ , comportant une pale striée et une pale lisse.

## V.4 Essais complémentaires

A partir des observations faites précédemment, de nouvelles configurations sont envisagées :

1. étude des directions prises par les lignes de courant après avoir enduit le bord d'attaque,
2. étude de la propagation d'un lâcher ponctuel au bord d'attaque,
3. comparaison des trajectoires suivies, sur la pale lisse et la pale striée, par des fils noirs attachés au bord d'attaque.

Les deux premières configurations testées mettent en œuvre de faibles volumes de liquide lâché dans un environnement de plusieurs mètres cubes d'eau. La miscibilité du lait dans l'eau est faible, toutefois, les volumes de lait injectés se dispersent rapidement et ne peuvent pas être suivis après la mise en marche du moteur. Ces configurations sont abandonnées. La troisième expérience est détaillée dans ce paragraphe.

### V.4.1 Analyse locale des trajectoires du fluide

Lors de la première expérience, le fluide pris dans son ensemble semble suivre les mêmes trajectoires sur la pale striée et sur la pale lisse. Pour confirmer ces premières observations, une nouvelle configuration propose d'étudier le comportement du fluide localement. Ainsi, des fils noirs de diamètre  $\phi = 0,2 \text{ mm}$  sont disposés sur les surfaces intrados et extrados de la pale. Le bord d'attaque est le lieu où les fils sont maintenus en cet endroit par un point de colle. Un nombre trop important de fils rend l'observation impossible car ils s'emmellent les uns avec les autres lors de l'essai. L'envergure de la pale est de 110 mm ; trois fils sont ainsi régulièrement répartis le long du bord d'attaque de la pale (figure V.10).

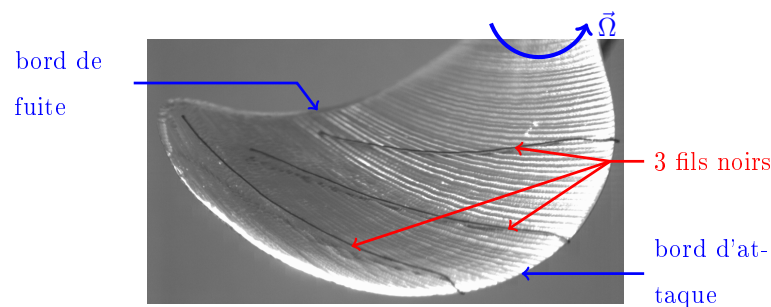


Figure V.10 – Répartition des fils le long du bord d'attaque

Les moyens d'essais et d'observation retenus (caméra, moteur) sont identiques à ceux de la première campagne d'essais. La vitesse moteur ainsi que les configurations d'observations sont également choisies en accord avec les conclusions de la première campagne. Le tableur V.8 présente la configuration retenue.

$N_{hélice}$ ( <i>tr/min</i> )	Obturation	Acquisition <i>Images/s</i>
30	$\frac{1}{250}$	250

Tableau V.8 – Configuration des essais d'analyse locale.

### V.4.2 Méthode de traitement

L'utilisation de la caméra permet d'enregistrer les essais à une cadence de 250 images par seconde. Les films donnent une idée générale du comportement des fils sur chaque pale. Cependant, la disposition de la caméra est telle que son champ de vision ne filme qu'une demi-hélice ; le passage des pales est "alternativement" enregistré lors du fonctionnement du moteur.

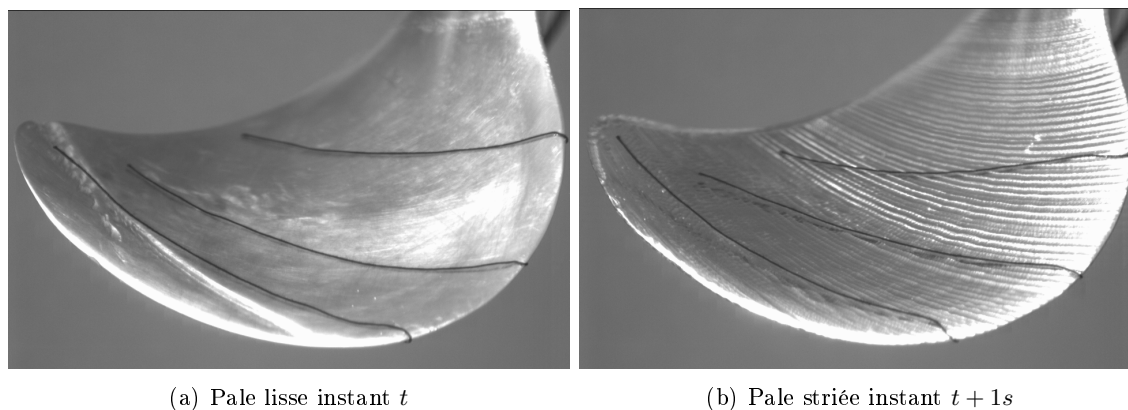


Figure V.11 – Pales striée et lisse dans une même configuration à des instants successifs ( $\omega_{hélice} = 30 \text{ tr.min}^{-1}$ ).

La vitesse de rotation moteur ( $30 \text{ tr.min}^{-1}$ ) et la fréquence d'acquisition de la caméra ( $250 \text{ images.s}^{-1}$ ) sont constantes. La caméra et l'éclairage sont également fixes lors des essais. Il est possible, après acquisition, de sélectionner plusieurs images pour lesquelles l'hélice est dans une même position (figure V.11) à des instants différents (décalés de  $2 \text{ s}$  pour visualiser la même pale).

Les images pour lesquelles la pale lisse et la pale striée sont dans la même position (à décalage d'une seconde) sont triées. La taille des enregistrements est fixe. Pour la vitesse de rotation et la fréquence d'acquisition choisies, cinq images présentent une même configuration par pale. En outre, la configuration retenue est celle qui présente le meilleur compromis entre la surface de pale filmée et le contraste entre les fils et la pale.

Les images, enregistrées en niveaux gris, font apparaître les fils en noir sur la pale grise. Une méthode basée sur les niveaux de gris est proposée pour analyser les trajectoires suivies par les différents fils.

#### Préparation des images :

La pale est une surface gauche qui, en fonction de l'éclairage et de la direction d'observation, présente des zones de contrastes différents et parfois proches de celui des fils. Pour augmenter la précision de la méthode, les contrastes sont dilatés vers le minimum et le maximum. Puis, les méthodes de traitement d'images étant développées pour détecter du blanc sur du noir, l'image est inversée (figure V.12). La détection des fils est ainsi rendue possible.

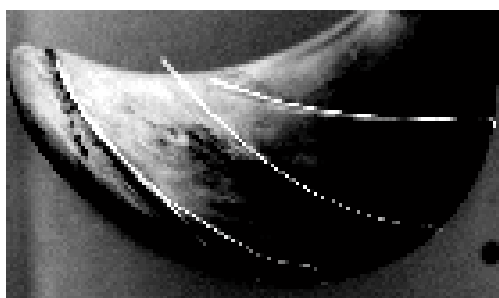


Figure V.12 – Image en niveaux de gris inversés

#### Détection des fils :

Les fils ne sont pas tous éclairés de la même façon et, un fil parcouru d'une extrémité à l'autre présente différents niveaux de gris. La détection ne peut donc se faire par sélection des pixels présentant un niveau gris donné. La méthode retenue détecte les variations du niveau de gris entre pixels voisins. Ceci présente toutefois l'inconvénient de détecter les frontières et donc les fils de manière indirecte. Pour augmenter la précision, les images sont analysées dans deux directions à quatre-vingt-dix degrés l'une de l'autre. Ces deux analyses sont recoupées en une seule. Enfin les images sont filtrées pour éliminer les pixels aberrants (filtre médian) et pour fermer les contours (filtre morphologique). Le remplissage des pixels contenus dans les différents contours fournit les coordonnées des différents points composant les fils des cinq images (figure V.13).

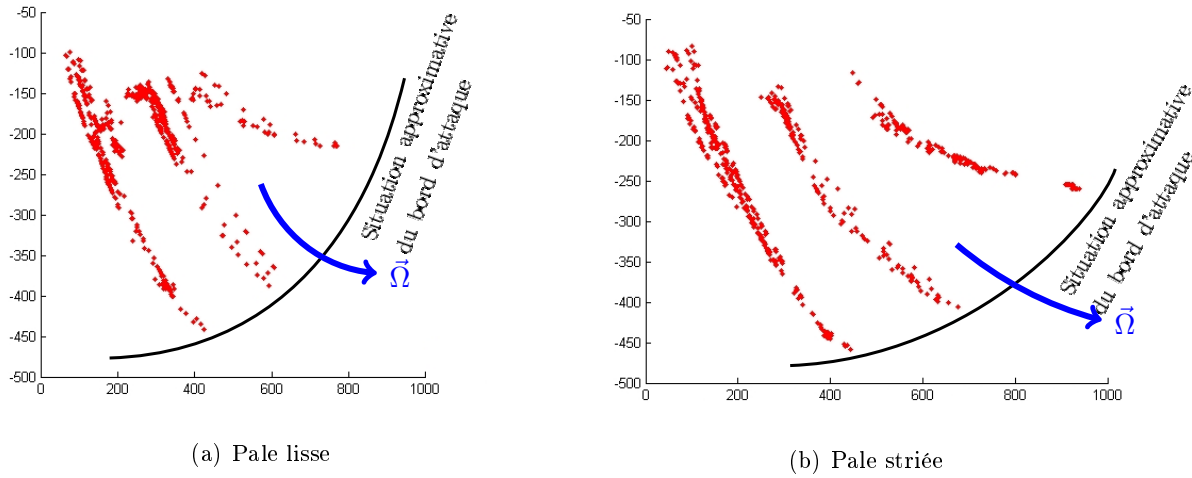


Figure V.13 – Points détectés constituant les fils pour la pale striée et la pale lisse dans une même configuration à des instants successifs ( $\omega_{h\acute{e}lice} = 30 \text{ tr.min}^{-1}$ ).

### V.4.3 Résultats

A partir des images non traitées, une première remarque peut être faite sur les trajectoires suivies par les fils : ils ne suivent pas les stries d'usinage (figure V.10). Cependant, lors de ces essais en bassin, le point de fonctionnement de l'hélice n'est pas le point de fonctionnement auquel les lignes de frottement ont été calculées ( $J = 0,645$ ). De plus, les fils sont maintenus au bord d'attaque, ce qui n'est pas le cas d'une ligne de frottement. Enfin, bien que minime, le point de colle maintenant le fil au bord d'attaque le surélève de la surface. La trajectoire décrite par le fil ne peut donc pas être assimilée à une ligne de frottement, trajectoire suivie par une particule astreinte à rester en contact avec la surface mais plutôt à une ligne d'écoulement. La méthode d'usinage n'est donc pas remise en cause par cette seule observation. La comparaison entre les stries d'usinage et les trajectoires ne peut pas être utilisée pour valider l'approche mise en place et les usinages qui en résultent.

Pour qualifier l'approche, la méthode proposée se base sur une comparaison des trajectoires suivies par les fils collés sur la pale striée et sur la pale lisse. Cinq images de chacune des pales dans une même configuration sont connues. Le traitement numérique de ces images permet d'extraire les trajectoires des fils et des les superposer sur un même graphique (figure V.14).

L'analyse des passages successifs d'une même pale devant la caméra met en évidence que la trajectoire prise par un fil au cours du temps n'est pas constante et bien que ces trajectoires ne soient pas des droites, une régression linéaire est appliquée sur chacune d'elles pour comparer les positions

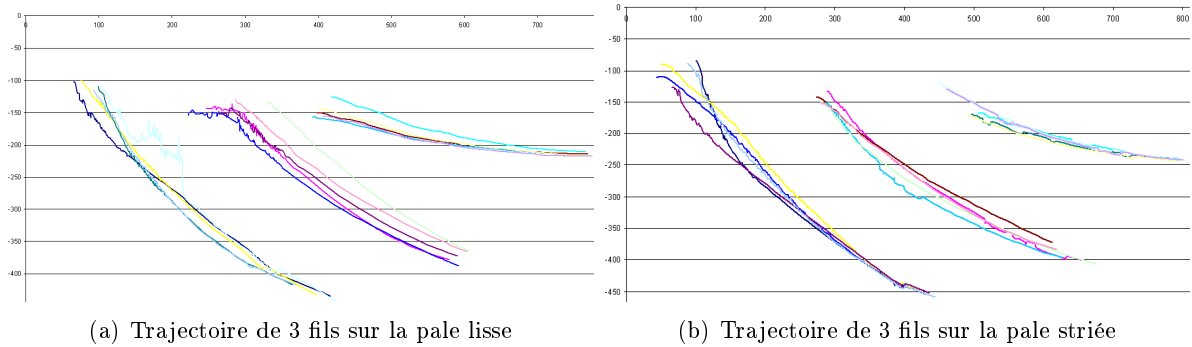


Figure V.14 – Superposition des cinq trajectoires des 3 fils disposés sur la pale striée et la pale lisse.

successives. Le coefficient directeur de la droite correspondant à chacun des fils est calculé par image. Une moyenne du coefficient directeur de chaque fil et l'écart type sont données en tableau V.9.

Critère	Pale striée			Pale lisse		
	Fil 1	Fil 2	Fil 3	Fil 1	Fil 2	Fil 3
Angle du fil / axe $\vec{X}$ (°)	-46,1	-36,2	-16,1	-47	-37,2	-11,55
Ecart type	2,69	1,93	2,58	2,48	2,53	2,05

Tableau V.9 – Coefficients directeurs et écarts types associés des régressions linéaires sur les trajectoires des 3 fils de la pale lisse et de la pale striée

Les écarts types confirment que la trajectoire suivie par chaque fil varie relativement fortement au cours du temps. Toutefois cette observation est commune à la pale lisse et à la pale striée. La méthode d'usinage mise en place ne semble pas être source d'instabilité de l'écoulement, principalement en s'éloignant du moyeu (la numérotation des fils est croissante avec la distance qui les sépare du moyeu).

Les coefficients directeur de chaque fils de la pale striée restent proches de ceux de la pale lisse. L'usinage selon les lignes de frottements ne semble pas perturber l'écoulement à proximité de la surface.

#### V.4.4 Conclusion

A l'issue de la deuxième campagne d'essais le fluide semble une fois de plus suivre la même trajectoire lorsque la pale est lisse ou lorsqu'elle possède une rugosité orientée. Cependant les observations sont faites pour  $\omega_{hélice}$  différent de  $\omega_{nominal}$  et avec un écoulement amont de vitesse nulle ; le point de fonctionnement n'est pas le point de fonctionnement nominal. Les observations faites au



travers de ces essais restent à confirmer par des essais en configuration nominale.

---

# Conclusion

Les hélices marines, dernier maillon de la chaîne propulsive de plus de quarante milles navires de commerce, transforment la puissance mécanique de l'arbre hélice en puissance hydrodynamique. Elles représentent un élément crucial dans le contexte économique actuel et toute amélioration concernant leur rendement peut se montrer d'un grand intérêt. Cependant leur conception reste pointue et l'obtention d'une géométrie performante est bien souvent le fruit de l'application de lois couplées à l'expérience de l'hélicier. Pour en parfaire le comportement et l'efficacité, les concepteurs établissent généralement une géométrie complexe doublée de tolérances de fabrication parfois sévères et n'en facilitant pas la réalisation.

Parmi les contraintes géométriques spécifiées lors de la phase de conception, certaines sont sources de tolérances de fabrication très sévères et aboutissent, lors du passage du modèle géométrique à la génération des consignes pour la machine d'usinage, à une perte totale des informations fonctionnelles à partir desquelles elles ont été mises en place. Alors que les étapes qui se succèdent durant la réalisation du propulseur : fonderie, usinage et éventuellement polissage, sont toutes sources de défauts macro-géométriques ou micro-géométriques, les simulations hydrodynamiques définissant la géométrie se font à partir d'une géométrie parfaite supposée non déformable.

Ainsi cette étude propose d'accroître les liens lors du passage des propriétés fonctionnelles de l'hélice (et donc du modèle géométrique établi) aux paramètres géométriques de l'opération d'usinage (et donc à l'hélice réelle) pour atteindre l'objectif d'usinage fonctionnel et ainsi offrir une alternative au polissage poli miroir économiquement et temporellement contraignant. De la sorte, les résultats des calculs hydrodynamiques inhérents à la définition de la géométrie sont revalorisés au sein de la stratégie d'usinage et lors de la détermination des éléments qu'elle met en œuvre.

Cependant les informations hydrodynamiques de l'écoulement sont générées dans un but de vérification de la géométrie conçue, de ce fait elles ne sont pas directement intégrables au sein de

la démarche de F.A.O. La mise en place d'une méthode s'appuyant, dans le cadre d'une approche multimétier, sur des contraintes aussi bien fonctionnelles que géométriques, ou encore liées à la cinématique machine, paraît incontournable.

Le chapitre I décrit le processus de conception et les différentes étapes de réalisation des propulseurs marins. A partir d'un état de l'art sur les techniques d'usinage (applicables aux hélices marines) plusieurs directions d'approfondissement sont proposées.

Les trajectoires d'usinage sont généralement obtenues par post-traitement F.A.O. de la surface créée en C.A.O. Partant des lois de conception d'une hélice, une méthode innovante d'usinage consiste à générer les trajectoires d'usinage sans passer par une étape de C.A.O. Outre le gain de temps apporté par la suppression de l'étape de C.A.O., cette méthode améliore également la précision de la géométrie usinée en s'affranchissant des approximations numériques qui ont lieu lors du passage des lois hydrodynamiques à la C.A.O. et de la C.A.O. à la F.A.O. De plus, cette méthode présente l'intérêt d'être issue directement des exigences fonctionnelles et donc de mieux répondre à leurs attentes. Baser la méthode sur un format d'interpolation de type Béziérs ou B-Spline améliore le comportement machine en terme de continuité et de lissage du mouvement outil mais également en terme de respect des vitesses de consigne, points posant encore de nombreux problèmes à l'heure actuelle. Enfin mettre au point un algorithme de génération de trajet outil respectant une contrainte d'état de surface continûment variable en assurant un point de contact outil/matière constant semble novateur.

Le chapitre II rappelle les différents points techniques liés à l'usinage et restructure les relations entre les différentes activités du processus de fabrication des hélices marines. Un nouveau concept de génération de trajectoires d'usinage est proposé pour permettre l'usinage de pales en tenant compte de contraintes fonctionnelles. Les trajectoires d'usinage interviennent en composante centrale d'une approche multimétiers du processus de réalisation d'hélices. De nombreuses liaisons sont donc mises en place entre la trajectoire et les domaines dits "fonctionnel", "virtuel" et "physique".

Une des liaisons primordiales réside dans la prise en compte de données fonctionnelles lors de la génération des trajectoires d'usinage. Or, pour des raisons dues à la complexité géométrique d'une pale d'hélice ou aux données fonctionnelles à prendre en compte, les méthodes de génération de trajectoires d'usinage actuelles ne se montrent pas applicables en l'état. Ainsi, une nouvelle méthode de génération de trajectoires d'usinage est mise en place.

En accord avec les contraintes fonctionnelles à respecter, le chapitre III prospecte les cinématiques machines en adéquation avec un usinage fonctionnel de pales d'hélice. Répondant aux divers

critères établis, le centre d'usinage Liechti TM 1200 complété par un montage d'usinage dédié, est retenu pour l'usinage des différentes pièces. Ces deux éléments se présentent en accord avec les propriétés fonctionnelles de la pièce à usiner et avec le type de trajectoires d'usinage à supporter. Le développement d'algorithmes d'interpolation aboutit à l'obtention de lignes de frottement continues au bord d'attaque et, chose essentielle, exploitables sous forme de trajectoires d'usinage. Une fois validées, les trajectoires interpolées doivent pouvoir être usinées. Néanmoins, une imprécision concernant le raccord créé au bord d'attaque demeure. Pour ce raccord le format de Bézier avec un degré de courbe égal à quatre est proposé. Cependant les considérations fonctionnelles existantes ne suffisent pas à déterminer l'ensemble des contraintes vectorielles définissant le raccord. Dans le cadre d'une approche multimétier un critère multiphysique reste à développer pour lever l'imprécision.

Le raccordement doit satisfaire des contraintes liées à la géométrie usinée et à la cinématique machine. Le chapitre IV propose une méthode de sélection d'un point de passage au niveau du bord d'attaque puis le valide par des critères et des mesures.

Une analyse de la méthode d'interpolation est alors mise en place. Celle-ci révèle deux erreurs, une erreur géométrique et une erreur dite de "pertinence hydrodynamique", mais au regard des valeurs prises par ces erreurs, ne remet pas en cause la robustesse de la méthode. Cependant, en accord avec leur contribution aux performances hydrodynamiques, l'analyse des erreurs aboutit à la définition de zones d'application pertinente de la méthode. Dans les zones trop proches du moyeu et trop proches de la tête de pale, il est choisi de ne pas appliquer la méthode.

Des zones d'application de la méthode de génération de trajectoires d'usinage étant proposées, le chapitre V suggère un modèle d'hélice non-classifiée de patrouilleur P400 de la Marine nationale comme cas d'étude. La réalisation d'une hélice bipale est effectuée en prenant en considération les problèmes d'usinage liés aux vibrations et après avoir déterminé les conditions de coupe permettant l'obtention d'un état de surface visuellement satisfaisant. Une des pales est usinée avec un état de surface de référence : poli miroir, tandis que sur l'autre est réalisé un état de surface orienté en accord avec la méthode développée. Une analyse comparative à caractère hydrodynamique est entreprise. A la suite de premiers essais, un fluide lâché à la surface suit visuellement les mêmes trajectoires sur la pale lisse que sur la pale usinée selon les lignes de frottement. De plus, à l'issue de la première campagne d'essais, la vitesse de rotation n'apparaît pas comme paramètre influant sur les phénomènes hydrodynamiques observés. Une deuxième partie capitalise ces résultats et développe une seconde campagne d'essais. L'analyse se base à présent sur une comparaison des trajectoires prises par des fils disposés le long de la pale et observés à l'aide d'une caméra rapide. Il est constaté que l'état de surface usiné selon les lignes de frottement ne modifie pas de manière

notable l'écoulement au voisinage de l'hélice. Par conséquent la méthode d'usinage n'est pas remise en cause. Cependant les observations sont faites pour des taux de rotation différents du taux nominal et avec un écoulement amont de vitesse nulle. Les observations réalisées au travers de ces essais restent à confirmer par des essais en configuration nominale qui nécessitent des moyens d'essais importants.

La méthode développant une coopération des différentes activités liées au processus de réalisation de formes gauches peut trouver, en tant qu'approche préparatoire à l'activité de F.A.O, d'autres applications que celles dédiées à l'usinage de propulseurs marins.

Il s'agit d'envisager une intégration pertinente de données fonctionnelles relatives à la démarche de conception afin que l'usineur puisse profiter d'informations significatives complémentaires aux seuls paramètres géométriques caractérisant souvent l'unique critère de réalisation à respecter.

Si la cohabitation de données fonctionnelles et géométriques a permis dans cette étude de se passer de l'étape de polissage en diminuant le coup global de production ainsi que le temps, il est envisageable de penser qu'un intérêt de la méthode puisse être trouvé quant à d'autres activités d'usinage. En effet, l'étape de polissage s'avérant inutile avec la méthode développée, le gain de temps réalisé est d'environ quinze pourcents de la durée de réalisation actuelle d'un propulseur. Le temps d'usinage est nettement inférieur du fait que la hauteur de crête recherchée avec la méthode est moins exigeante que celle avant polissage. Le nombre de trajectoires à parcourir lors de la phase de finition et donc la longueur totale de trajet est inférieure avec la méthode proposée. Enfin la durée allouée à la planification de la stratégie d'usinage ne doit pas augmenter vis-à-vis des méthodes d'usinage actuelles.

La méthode proposée de planification de trajectoires d'usinage "plaque" des trajets outil sur les trajectoires suivies par le fluide à la surface de l'hélice; le point de contact outil-surface dépend d'une donnée fonctionnelle. Ces trajectoires ont permis de montrer que la trace laissée par l'outil, si elle est correctement orientée, ne modifie pas le comportement du fluide à la surface de l'hélice. Cette première étape effectuée, une étude à l'échelle inférieure de l'impact de la trace laissée en fond de strie par les dents de l'outil est envisageable. Cette trace dépend des conditions de coupe ( $f_z$ ) mais aussi de l'orientation outil par rapport à la surface. Or, contrairement au point de contact outil / surface, cette dernière est choisie en fonction de la seule donnée géométrique et pour pallier tout problème d'interférence locale entre l'outil et la surface usinée. Dans le cadre d'une approche multimétier "globale" une perspective aux travaux menés consiste à prendre en compte une(des) donnée(s) fonctionnelle(s) pour orienter l'outil par rapport à la surface. Le développement de cette

partie se scinde en plusieurs travaux. Le premier travail à mener consiste à analyser, sur des profils simples (2D), l'impact du sens de parcours de la géométrie lors de l'usinage. En effet, en plus de la considération "usinage en concordance ou en opposition", l'écoulement dans la strie peut être influencé par l'orientation de l'outil selon que l'usinage "remonte" l'intrados et "descende" l'extrados par exemple, ou le contraire. A partir des conclusions de l'étude menée sur des profils simples le second travail est la mise en application sur des profils complexes type hélice. Enfin tout en conservant des conditions de coupe acceptables pour que l'usinage se déroule dans de bonnes conditions il serait intéressant d'étudier l'influence de l'avance par dent  $f_Z$  sur les performances du propulseur marin.

Ces développements permettraient de compléter l'approche D.F.M. suggérée dans ces travaux concernant l'usinage d'hélice. En effet la méthode proposée aboutit à un usinage du pied et de la tête de pale, zones géométriques à forte courbure, selon la seule donnée géométrique. Pour généraliser l'approche D.F.M. à l'ensemble de l'hélice le développement d'une méthode d'extrapolation des lignes de frottements dans ces zones est une perspective à fort intérêt. Si l'obtention de trajectoires d'usinage continues dans ces zones s'avère impossible une seconde perspective consiste à mettre en place une série de tests pour déterminer, en fonction des performances hélice, les zones optimales d'usinage selon les lignes de frottement. Actuellement les zones sont choisies en fonction de deux paramètres : la difficulté à raccorder les lignes de frottement intrados et extrados au niveau du bord d'attaque et, le diagramme de répartition de la poussée du propulseur. Les choix effectués peuvent certainement être complétés par de nouveaux paramètres fonctionnels, géométriques ou encore liés à la cinématique machine.

La méthode de génération de trajectoires d'usinage proposée repositionne le trajet outil à l'interface des domaines "fonctionnel", "physique" et "virtuel". En accord avec cette méthode le paragraphe précédent présente diverses perspectives pour accroître le rôle des données fonctionnelles dans la planification du trajet outil. Parallèlement à la mise en place de ceux-ci, le degré de prise en compte de critères du domaine physique et en particulier ceux liés à la cinématique machine, peut être accentué. Actuellement la cinématique machine est prise en compte lors de la sélection du point de passage par le bord d'attaque. Un critère de lissage de la trajectoire en cet endroit est présenté. Une analyse globale des données issues des "servo-traces" de la machine peut mettre en évidence la saturation en vitesse, accélération ou jerk de certains axes de déplacement dans des zones à fortes variations de courbure. Ces saturations sont généralement synonymes de défauts surfaciques. Si de tels évènements sont observés, la mise au point d'un critère global de lissage de la trajectoire à partir des performances machine (vitesse, accélération et jerk des axes de déplacement)

s'avérerait bénéfique. Une voie d'amélioration réside également dans la mise en place d'une méthode d'anticipation des déplacements par la pré-orientation de certains axes pour pallier la saturation de l'un d'eux. Ainsi dans le cadre de la démarche D.F.M., l'étude d'impact de l'orientation outil sur la trace laissée en fond de strie et donc sur les performances hydrodynamiques doit être couplée à celle d'impact sur le comportement machine.

Enfin, dans le cadre de la pérennisation du travail inter-laboratoires déjà mené, l'influence de la cinématique machine sur l'usinage selon les trajets planifiés est envisageable. Alors que le contexte économique exerce une pression de plus en plus importante, les délais d'usinage se doivent d'être réduits. Une campagne d'usinages sur différentes cinématiques machines peut révéler des disparités sur le temps de production (pour un état de surface identique) et ainsi signifier la prédisposition de certaines machines à l'usinage d'hélices marines.

Une fois les premières observations sur les performances hydrodynamiques confortées, l'application de la méthode à des propulseurs de taille réelle semble envisageable. Comparativement à un usinage conventionnel, cette réalisation doit mettre en évidence un gain en durée d'usinage ainsi qu'un gain économique et en particulier sur le long terme. La mise en application de la méthode développée nécessite un centre d'usinage de cinématique cinq axes et donc un investissement pour un grand nombre des fabricants actuels équipés généralement de machine trois axes d'un moindre coût. Au regard de la rigidité et de la précision qu'offrent les machines trois axes, elles permettent de répondre au cahier des charges fonctionnelles sachant qu'une étape de polissage suit l'usinage. L'achat d'un centre d'usinage cinq axes dans l'objectif d'usiner selon la méthode suggérée permet de se passer de l'étape de polissage (le plus souvent manuelle). Hormis le matériel et les consommables économisés (abrasifs, . . .). l'investissement effectué permettrait une économie, sur le long terme, du fait de l'automatisation à présent incluse dans la phase de finition.

De plus, dans le cadre d'un partenariat plus avancé avec les héliciers il est envisageable qu'ils soient en mesure de fournir des données nécessitant moins de pré-développements à l'application de la méthode. Le temps de mise en application de la méthode pourrait alors être plus court si un développement amont intégrait un format dédié à cette méthode.

CHAPITRE **VI** 

---

 Annexes

**Sommaire**

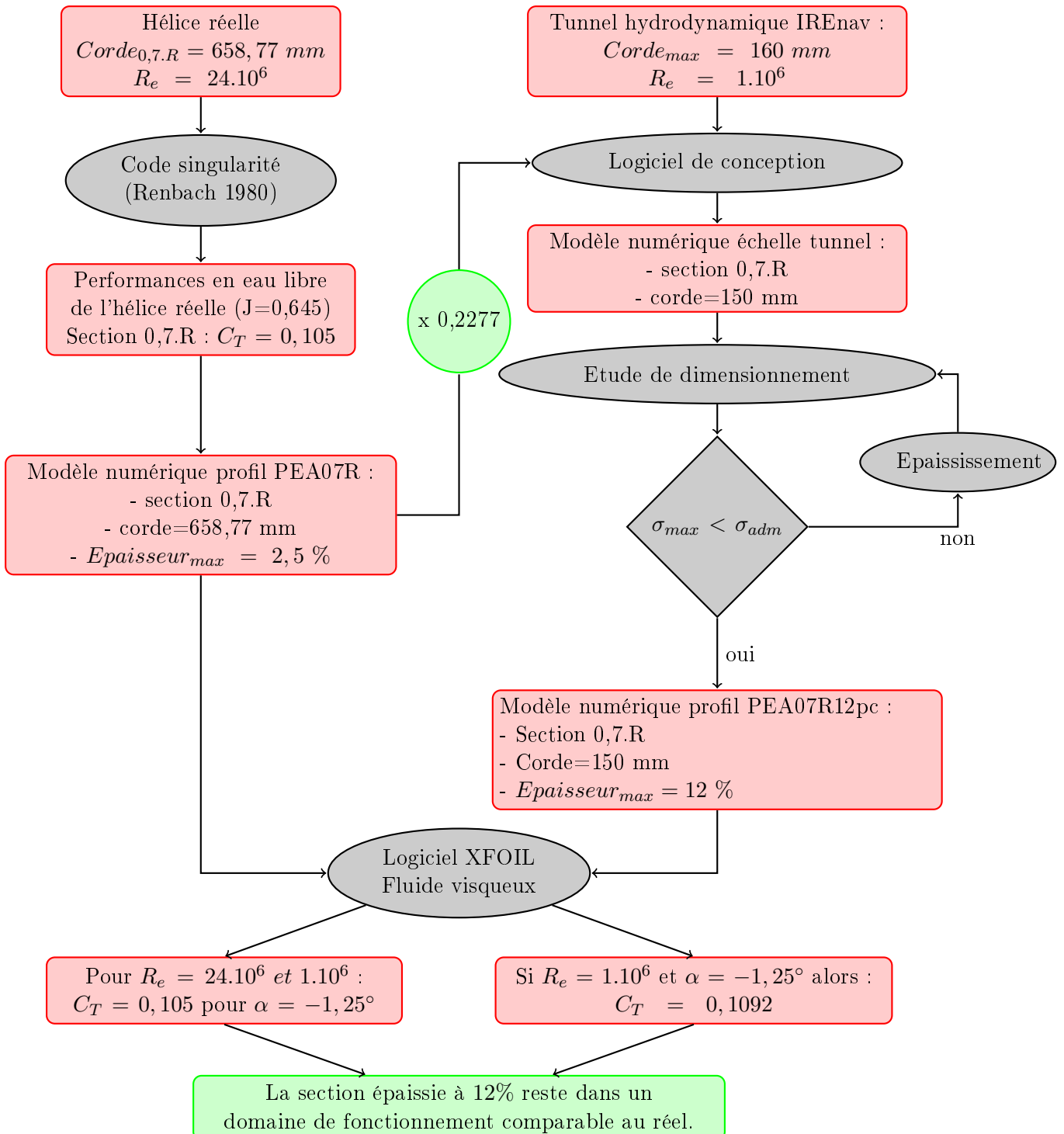
---

<b>A</b>	<b>Schématisation de la démarche de l'étude de similitude</b> . . . . .	<b>130</b>
<b>B</b>	<b>Définition et calcul du coefficient de portance <math>C_T</math></b> . . . . .	<b>131</b>
<b>C</b>	<b>Diagramme SADT A0</b> . . . . .	<b>132</b>
<b>D</b>	<b>Diagramme SADT A2</b> . . . . .	<b>133</b>
<b>E</b>	<b>Plan du montage d'usinage</b> . . . . .	<b>134</b>
<b>F</b>	<b>Performances hydrodynamiques et géométrie de la pale</b> . . . . .	<b>135</b>
<b>G</b>	<b>Performances hydrodynamiques et micro-géométrie de la pale</b> . . . . .	<b>137</b>
<b>H</b>	<b>Pré-traitement des données hydrodynamiques</b> . . . . .	<b>138</b>
<b>I</b>	<b>Densification du nombre de points des couples fournis.</b> . . . . .	<b>139</b>
<b>J</b>	<b>Sigles, acronymes et notations mathématiques utilisés</b> . . . . .	<b>140</b>
<b>K</b>	<b>Algorithmes d'interpolation</b> . . . . .	<b>144</b>
	K.1 Interpolation circulaire : . . . . .	145
	K.2 Interpolation de Bézier : . . . . .	148

---



## A Schématisation de la démarche de l'étude de similitude



## B Définition et calcul du coefficient de portance $C_T$

Le coefficient de portance  $C_T$  est défini de la façon suivante :

$$C_T = \frac{T(R)}{\frac{1}{2}\rho S U^2}$$

avec :  $R$  le rayon considéré ( $N$ )

$T(R)$  l'effort de poussée au rayon  $R$

$S = c(R).b(R)$  la surface ( $m^2$ ) sur laquelle est calculé l'effort de poussée

$b(R)$  la largeur de bande considérée ( $m$ )

$c(R)$  la longueur de corde au rayon  $R$  ( $m$ )

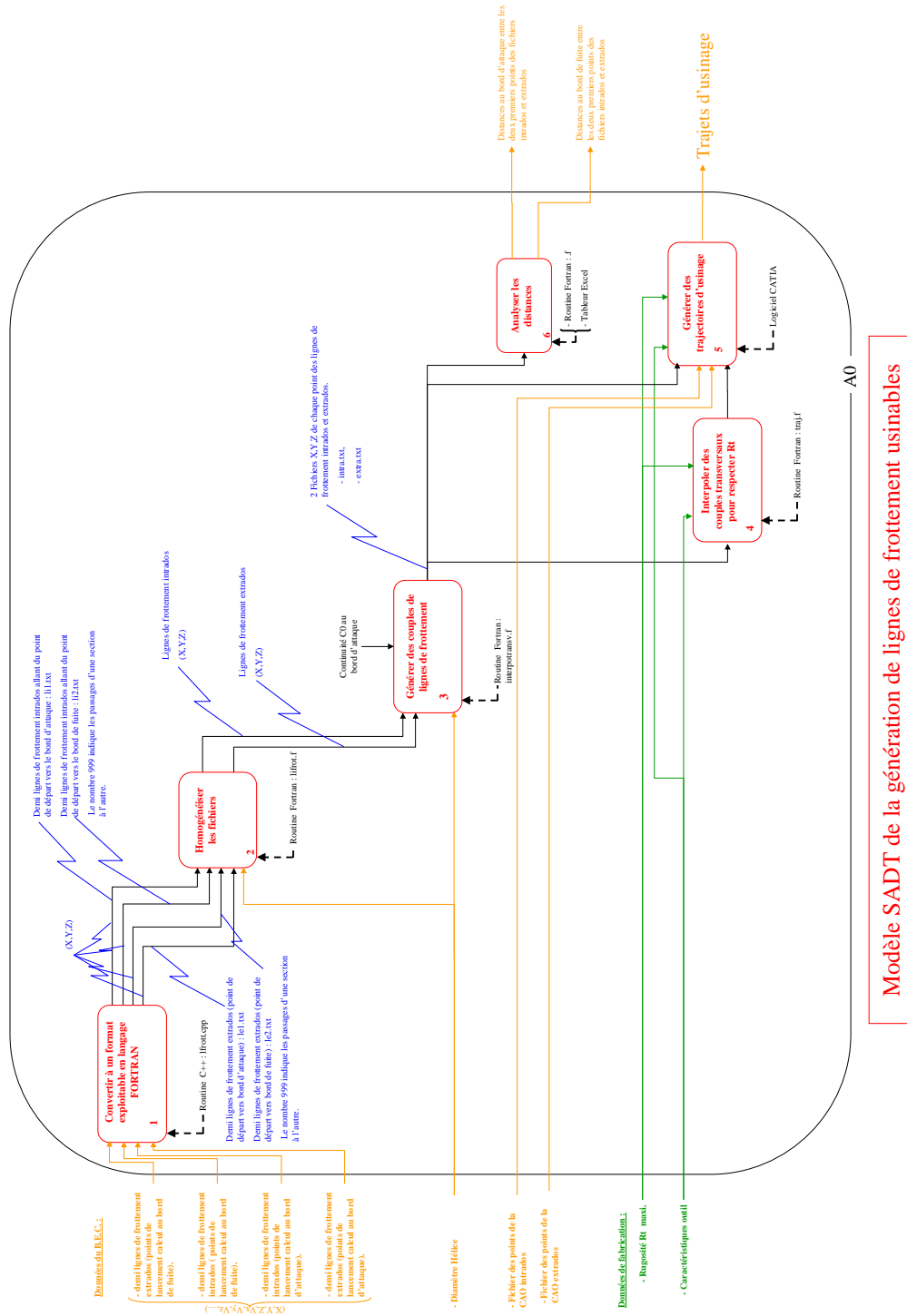
$U^2 = (\omega R)^2 + U_0^2$  où  $U$  est la vitesse du fluide ( $m.s^{-1}$ )

$\rho$  la masse volumique du fluide environnant l'hélice ( $kg.m^{-3}$ )

$U_0$  la vitesse d'avance ( $m.s^{-1}$ )

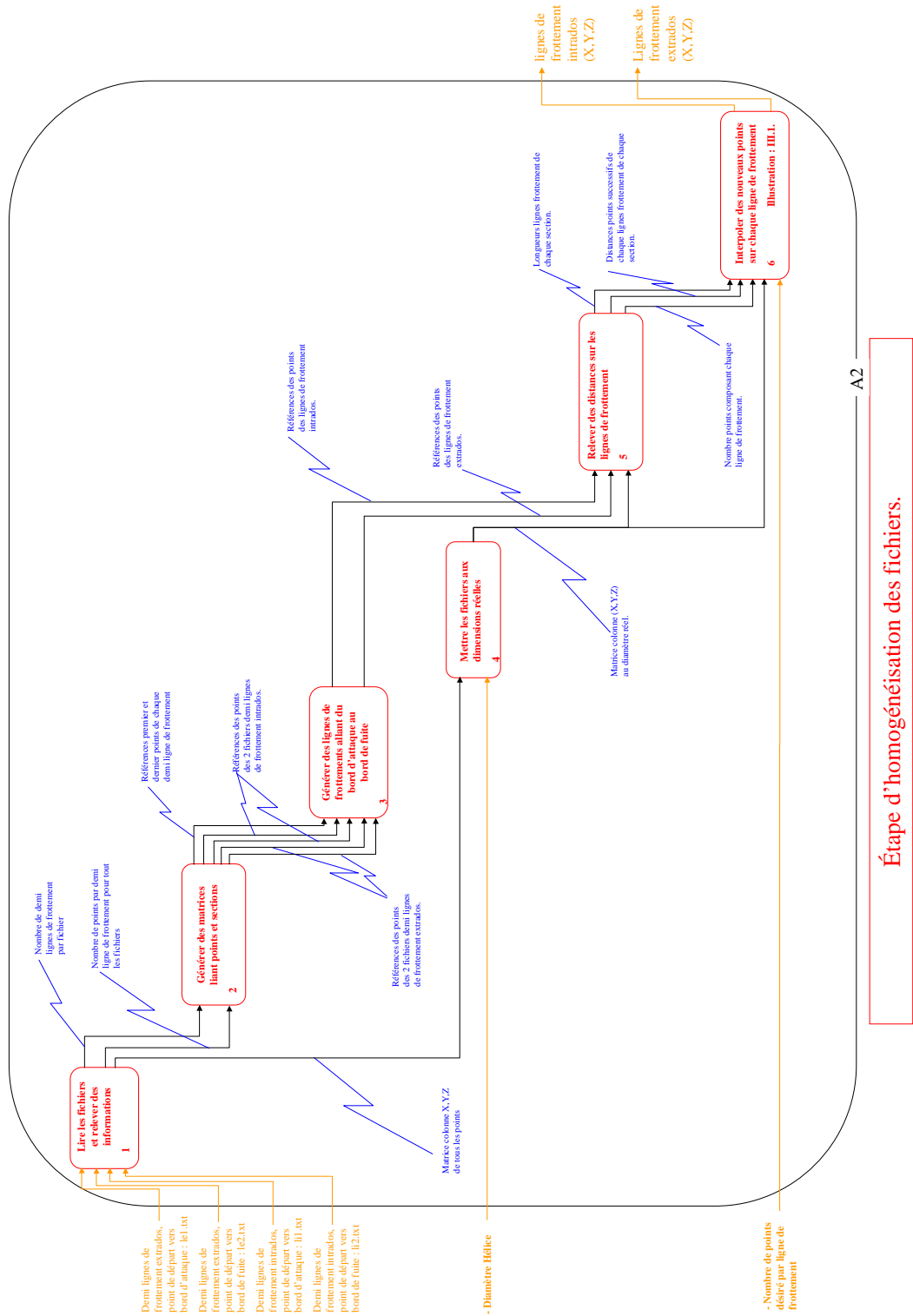
$\omega$  le taux de rotation de l'hélice ( $rad.s^{-1}$ )

C Diagramme SADT A0

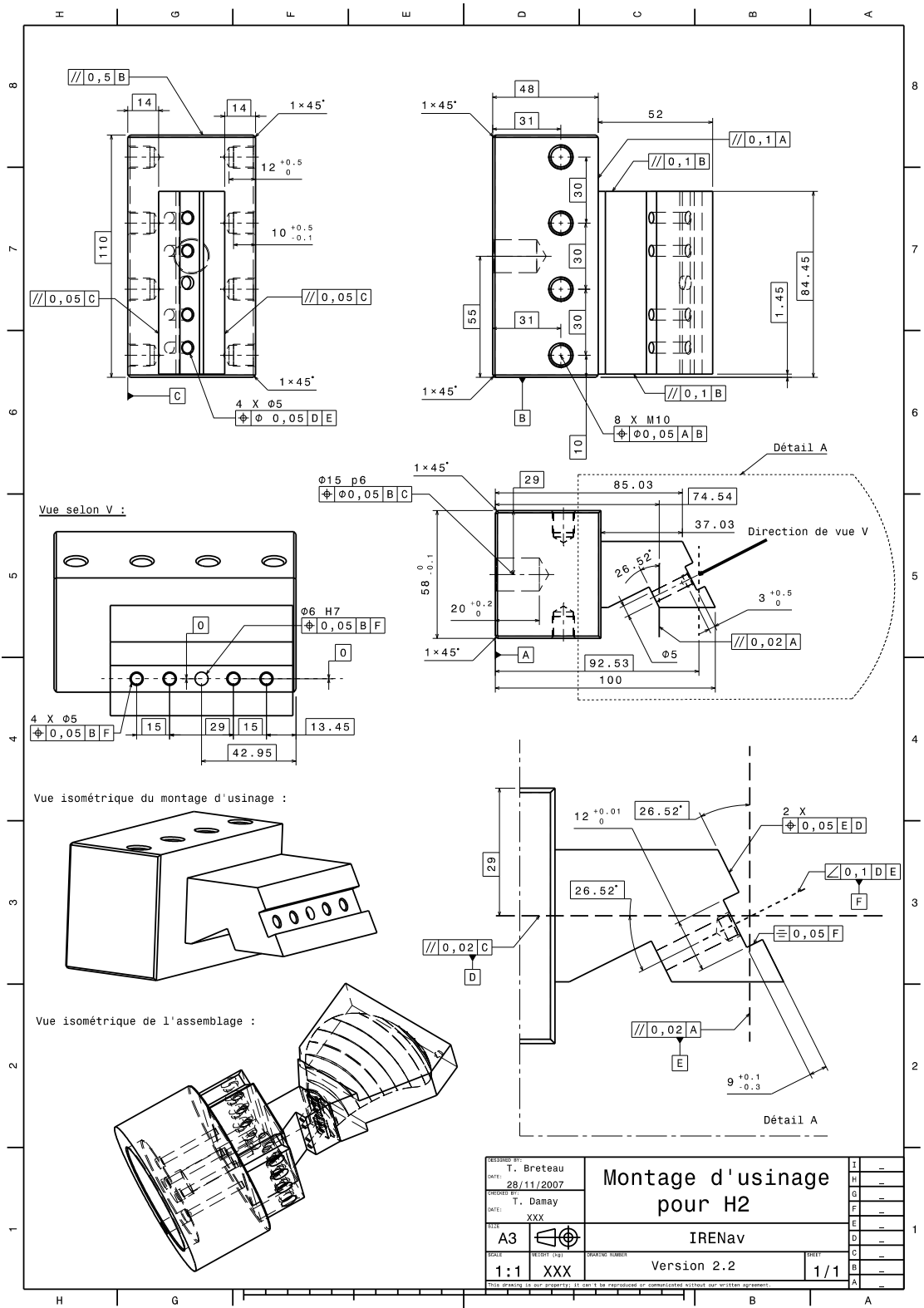


Modèle SADT de la génération de lignes de frottement usinables

# D Diagramme SADT A2



E Plan du montage d'usinage



DRAWING BY: T. Breteau		DATE: 28/11/2007		<b>Montage d'usinage pour H2</b>		I	-
CHECKED BY: T. Damay		DATE: XXX				H	-
SIZE: A3	WEIGHT (kg): XXX	DRAWING NUMBER: Version 2.2		SHEET: 1/1		G	-
SCALE: 1:1		DRAWING NUMBER: Version 2.2		SHEET: 1/1		F	-
SCALE: 1:1		DRAWING NUMBER: Version 2.2		SHEET: 1/1		E	-
SCALE: 1:1		DRAWING NUMBER: Version 2.2		SHEET: 1/1		D	-
SCALE: 1:1		DRAWING NUMBER: Version 2.2		SHEET: 1/1		C	-
SCALE: 1:1		DRAWING NUMBER: Version 2.2		SHEET: 1/1		B	-
SCALE: 1:1		DRAWING NUMBER: Version 2.2		SHEET: 1/1		A	-

## F Performances hydrodynamiques et géométrie de la pale

Partie sur la Macro-géométrie				
Classe (C=contrainte L=liberté)	Caractéristiques	Effet hydrodynamique (Performance, cavitation, bruit)	Influence sur la CAO	Influence sur la fabrication
C	Respect de la position de la ligne de cambrure au niveau du bord de fuite. Peut diminuer ou augmenter le pas	Décalage de la puissance		Défaut de forme à respecter
C2 <sup>1</sup>	Respect du rayon du bord d'attaque	Baisse du rendement, le bord d'attaque est la zone où apparaissent la cavitation et le décrochement	Définition stricte et évolution douce. Continuité C2	Défaut de forme à respecter
C	Respect du profil fin dans la zone [0,5R;R]	Diminution du rendement et hélice se mettant à « chanter » (fréquence de résonance). Risque de cavitation s'il est trop gros et de casse s'il est trop faible.		Profil déformable. Vibrations et zones de rupture privilégiées.
L	Possibilité de variation de corde de 1 %	Faible modification de la puissance, fonction de $\omega_{hélice}^3$	reconstruction du bord de fuite libre.	Variation de 2/10 <sup>ème</sup> tolérée pour $\Phi_{hélice} = 240 \text{ mm}$ . Usinage et éventuellement ébavurage du bord de fuite.
L	Possibilité d'irrégularité de l'ordre de 0,1 mm en milieu de pale.	Risque de cavitation due à l'accroche de bulles. Il est préférable d'avoir un sillon sur 20 mm		Collisions locales (partie coupante de l'outil) et variations de l'orientation outil acceptables.

Tableau VI.1 – Influence des zones géométriques de la pale sur les performances hydrodynamiques

1. Au niveau de la classe un chiffre renseigne sur l'importance à accorder au critère ; 1 est le niveau haut et 5 le niveau bas.

## F (bis)

Suite de la partie sur la Macro-géométrie				
Classe (C=contrainte L=liberté)	Caractéristiques	Effet hydrodynamique (Performance, cavitation, bruit)	Influence sur la CAO	Influence sur la fabrication
C	Respect du rayon extérieur.	Modification des performances : $\Phi = S_{pales} / S_{disque}$ avec $S_{disque} = \pi.R^2$ . Cavitation de la tourbillon. Modification de la puissance, fonction de $D^5$ .	La tête de pale peut être cylindrique. Forme de brut visant à faciliter la MIP envisageable.	Reprise des hélices au tour.
C1	Respect du pas de l'hélice	Performances adaptées au bateau.		Contrôle du positionnement du pied de pale.
C	Eviter la présence de « dents » sur le bors de fuite.	Création de points de cavitation		Respect de la hauteur du moyeu lors de l'usinage d'une hélice monobloc par retournement.
C	Respect des lois géométriques en tête de pale	Pas d'influence hormis l'apparition de cavitation si le pas n'est pas respecté		

Tableau VI.2 – Influence des zones géométriques de la pale sur les performances hydrodynamiques

## G Performances hydrodynamiques et micro-géométrie de la pale

Partie sur la micro-géométrie				
Classe (C=contrainte L=liberté)	Caractéristiques	Effet hydrodynamique (Performance, cavitation, bruit)	Influence sur la CAO	Influence sur la fabrication
C3	Respect de l'état de surface en tête de pale (zone au-delà de 0,7 R).	Zone de frottement la plus élevée, diminution importante du rendement. L'épaisseur de la couche limite augmente au niveau du bord de fuite.	Densification du nuage de points servant à reconstruire la surface dans la zone du bord d'attaque.	contrainte d'état de surface à respecter. Détermination de la distance entre passes.
C	Etat de surface de l'extrados le meilleur possible	extrados en dépression donc zone où naît la cavitation.		Toute reprise d'usinage est proscrite sur l'extrados.
C	Respect de la tolérance générale (ex : 3 centièmes de mm pour une hélice $\Phi = 269 \text{ mm}$ .)	Baisse du rendement, cavitation, ... Changement du point de fonctionnement ou de la puissance.		Cinématique et géométrie machine doivent être précises.

Tableau VI.3 – Influence de la micro-géométrie de la pale sur les performances hydrodynamiques



## H Pré-traitement des données hydrodynamiques

Du fait des méthodes usitées par les hydrodynamiciens, il faut prendre quatre ensembles de points dans quatre fichiers de données pour construire un couple de lignes de frottement. Ces quatre fichiers sont :

- deux fichiers intrados contenant pour l'un les points de lâchers vers le bord de fuite et pour l'autre les points de lâchers vers le bord d'attaque (Fichiers 1 et 2 figure VI.1),
- deux fichiers extrados contenant pour l'un les points de lâchers vers bord de fuite et pour l'autre les points de lâchers vers le bord d'attaque (Fichiers 3 et 4 figure VI.1).

Un pré-traitement, constitué de deux actions, est effectué pour obtenir un couple de lignes de frottement. Les passages d'une demi ligne de frottement à une autre sont tout d'abord détectés. Un tri dans les données permet ensuite de sélectionner celles utiles : les coordonnées des points des lignes de frottement. En effet, les vitesses pariétales en ces points ne sont pas nécessaires pour cette étude et ne sont donc pas conservées. La figure VI.1 résume la démarche utilisée pour obtenir un couple de lignes de frottement.

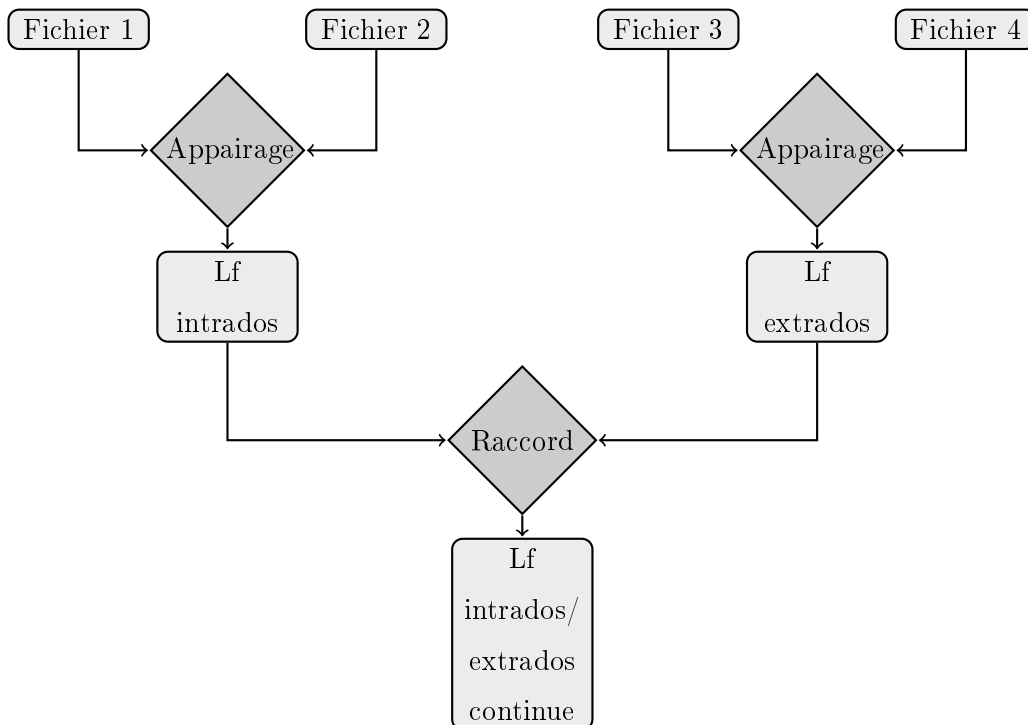


Figure VI.1 – Construction de lignes de frottement continues

## I Densification du nombre de points des couples fournis.

Afin d'avoir des lignes de frottement intrados continues du bord d'attaque au bord de fuite il est nécessaire d'appairer les demi lignes contenues dans deux fichiers différents (Fichiers 1 et 2 figure VI.1). Il en est de même pour l'extrados (Fichiers 3 et 4 figure VI.1). Pour réaliser cet appairage le point de lancement de calcul hydrodynamique commun aux deux demi-lignes d'une même ligne de frottement est utilisé. Ainsi, les demi lignes complémentaires sont associées. La première étape réalisée par la routine est donc la génération de fichiers intrados et extrados pour lesquels les lignes de frottement sont décrites du bord d'attaque au bord de fuite et empilées les unes à la suite des autres du pied vers la tête de pale.

La seconde étape est une interpolation circulaire permettant d'obtenir deux cents points par ligne de frottement.

L'homogénéisation du nombre de points par ligne de frottement est nécessaire car l'interpolation de lignes transversales se fait sur un arc de cercle passant par trois points de même position curviligne sur trois sections successives (figure III.10). Le fonctionnement de ces étapes est détaillé dans le diagramme SADT A2, (page 133).

## J Sigles, acronymes et notations mathématiques utilisés

### Sigles et acronymes :

- \* LF pour Ligne de Frottement
- \* LEF pour Ligne Extradados de Frottement
- \* LIF pour Ligne Intrados de Frottement
- \* LFI pour Ligne de Frottement Interpolée
- \* LEFI pour Ligne Extradados de Frottement Interpolée
- \* LIFI pour Ligne Intrados de Frottement Interpolée
- \*  $LIFI_j^2$  pour Ligne Intrados de Frottement réinterpolée
- \* CAO pour section de la géométrie nominale réalisée par C.A.O.
- \* CAOI pour section de géométrie interpolée.
- \* BA pour la ligne séparant, au bord d'attaque, la surface intrados de la surface extradados.
- \* B pour une courbe de Bézier
- \* P pour un pôle d'une courbe de Bézier B
- \*  $(O, \vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$  un repère orthonormé.  $\vec{z}$  est l'axe colinéaire à l'axe de rotation de l'hélice et  $O$  l'origine située sur l'axe  $\vec{z}$  qui détermine la position des lignes moyennes.
- \* Pt pour un point de coordonnées  $(x,y,z)$
- \* PtE pour un point d'une ligne de frottement extradados originale
- \* PtI pour un point d'une ligne de frottement intrados originale
- \* PtII pour un point d'une ligne de frottement intrados interpolée
- \* r pour un rayon mesuré par rapport à l'axe  $\vec{z}$
- \* PtBA pour un point de la ligne séparant, au bord d'attaque, les surfaces intrados et extradados

Indices :

- \*  $i$ , le rang d'un point situé sur une ligne de frottement LF.
- \*  $I$  le rang du point le plus élevé d'une ligne de frottement ( $I = i_{max}$ ).
- \*  $j$  pour le rang des lignes de frottement.
- \*  $J$  le rang de la ligne de frottement le plus élevé ( $J = j_{max}$ ).
- \*  $m$  pour le rang des points sur les lignes de frottement interpolées.
- \*  $n$  l'indice des lignes de frottement interpolées.
  
- \*  $k$  l'indice des points situés sur des sections géométriques.
- \*  $K$  l'indice de point de section géométrique originale le plus élevé ( $K = k_{max}$ ).
- \*  $l$  l'indice des sections géométriques.
- \*  $L$  l'indice de la section géométrique originale le plus élevé ( $L = l_{max}$ ).
- \*  $o$  l'indice des points situés sur des sections géométriques interpolées.
- \*  $p$  l'indice des sections géométriques interpolées.
- \*  $ib$  l'indice des points de la ligne séparant, au bord d'attaque, les surfaces intrados et extrados.

Notations mathématiques :

- \*  $\overrightarrow{AB}$  le vecteur construit à partir des points A et B.
- \*  $\overrightarrow{ABC}$  l'arc de cercle passant par les points A, B, C et, orienté de A vers C.
- \*  $\overrightarrow{A;BC}$  la portion BC de l'arc de cercle passant par les points A, B, C et, orientée de B vers C.
- \*  $\widehat{ABC}$  la longueur de l'arc de cercle passant pas les points A, B et C.

Remarques :

**Indices maximaux :** L'étape d'homogénéisation du nombre de points par ligne de frottement est antérieure aux étapes d'interpolation. Par conséquent, le nombre de points contenus dans les lignes de frottements interpolées est égale à  $I$ , celui des lignes originales homogénéisées. Il en est de même pour le nombre de points contenus dans les sections géométriques interpolées vis à vis de  $K$  le nombre de points contenus dans les sections géométriques originales.

Au sein des indices, cela se traduit par :

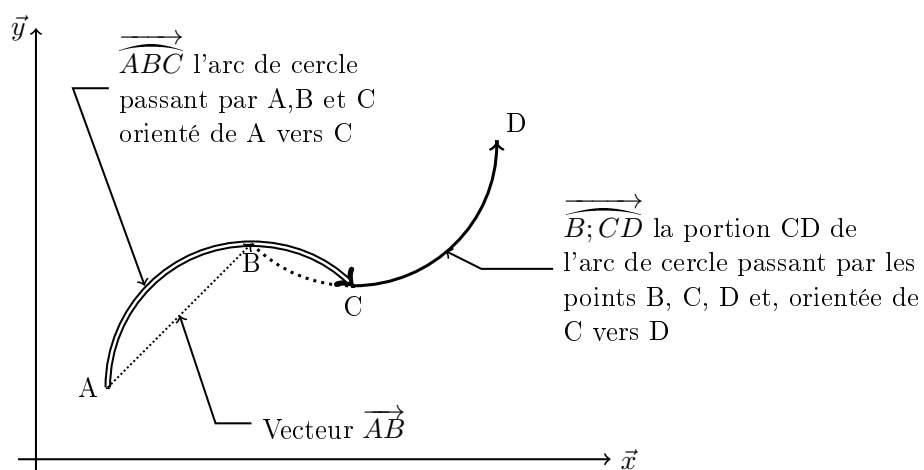


Figure VI.2 – Illustration des notations mathématiques adoptées

$$* m_{max} = i_{max} = I$$

$$* o_{max} = k_{max} = K$$

Enfin les nombres de sections géométriques interpolées et de lignes de frottement intrados interpolées sont égaux au nombre de lignes de frottements extrados originales. Par conséquent :

$$* p_{max} = j_{max} = J$$

**Ordre de numérotation des lignes de frottement, des sections et des points :** Pour l'ensemble du document, la numérotation des points des lignes de frottement est faite du bord d'attaque vers le bord de fuite, la numérotation des lignes de frottement et des sections géométriques est croissante avec la distance à l'axe de l'hélice (figure VI.3).

Au contraire, les points des sections géométriques sont numérotés depuis le bord de fuite extrados vers le bord de fuite intrados (figure VI.3). Cela se répercute de la façon suivante sur les indices les plus faibles et les plus forts :

- \*  $i = 1$  pour les points des demi lignes de frottement situés au bord d'attaque
- \*  $i = I$  pour les points des demi lignes de frottement situés au bord de fuite
- \*  $j = 1$  pour les lignes de frottement (extrados et intrados originales) les plus proches de l'axe de l'hélice.
- \*  $j = J$  pour les lignes de frottement (extrados et intrados originales) les plus éloignées de l'axe de l'hélice.
- \*  $n = 1$  pour la ligne de frottement intrados interpolée la plus proche de l'axe de l'hélice.
- \*  $n = J$  pour la ligne de frottement intrados interpolée la plus éloignée de l'axe de l'hélice.
- \*  $k = 1$  pour les points des sections géométriques situés sur le bord de fuite côté extrados
- \*  $k = K$  pour les points des sections géométriques situés sur le bord de fuite côté intrados
- \*  $l = 1$  pour la section géométrique originale la plus proche de l'axe de l'hélice
- \*  $l = L$  pour la section géométrique originale la plus éloignée de l'axe de l'hélice
- \*  $p = 1$  pour la section géométrique interpolée la plus proche de l'axe de l'hélice
- \*  $p = J$  pour la section géométrique interpolée la plus éloignée de l'axe de l'hélice

## K Algorithmes d'interpolation

Formules générales :

Comme présenté sur la figure VI.3, le rayon à l'axe hélice  $r$  auquel un point de l'hélice  $M(x_m, y_m, z_m)$  se situe vaut :

$$r = \sqrt{x_m^2 + y_m^2} \text{ par rapport à l'axe } (O, \vec{z})$$

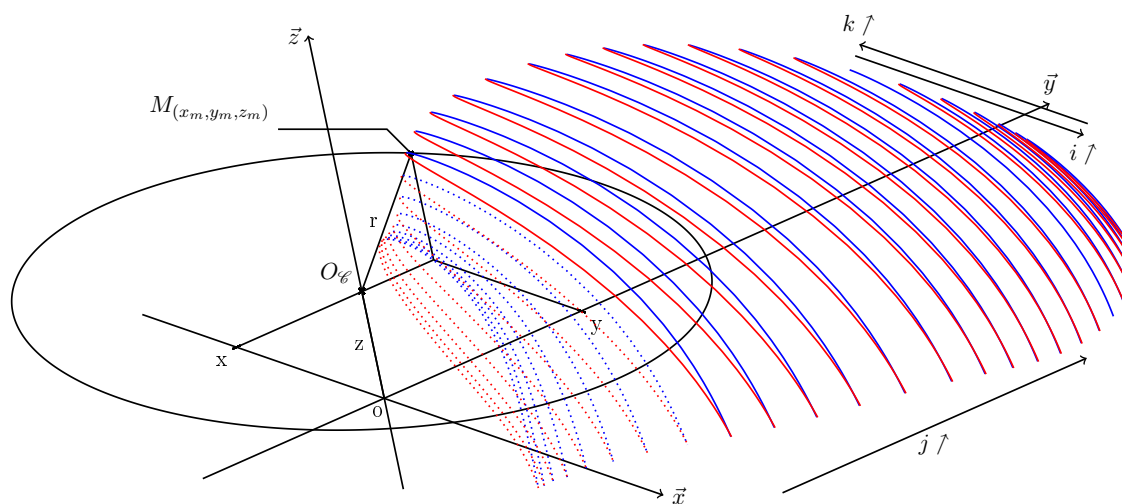


Figure VI.3 – Repérage des axes hélices et coordonnées des points

### K.1 Interpolation circulaire :

Cette partie présente la méthode retenue pour interpoler des points au sein d'une portion de cercle définie par trois points A, B et C. Ces trois points ont pour coordonnées :

$A(x_a, y_a, z_a)$ ,  $B(x_b, y_b, z_b)$  et  $C(x_c, y_c, z_c)$

Pour réaliser l'interpolation de nouveaux points il est nécessaire de connaître les caractéristiques (centre, rayon et plan) du cercle sur lequel ils doivent être insérés.

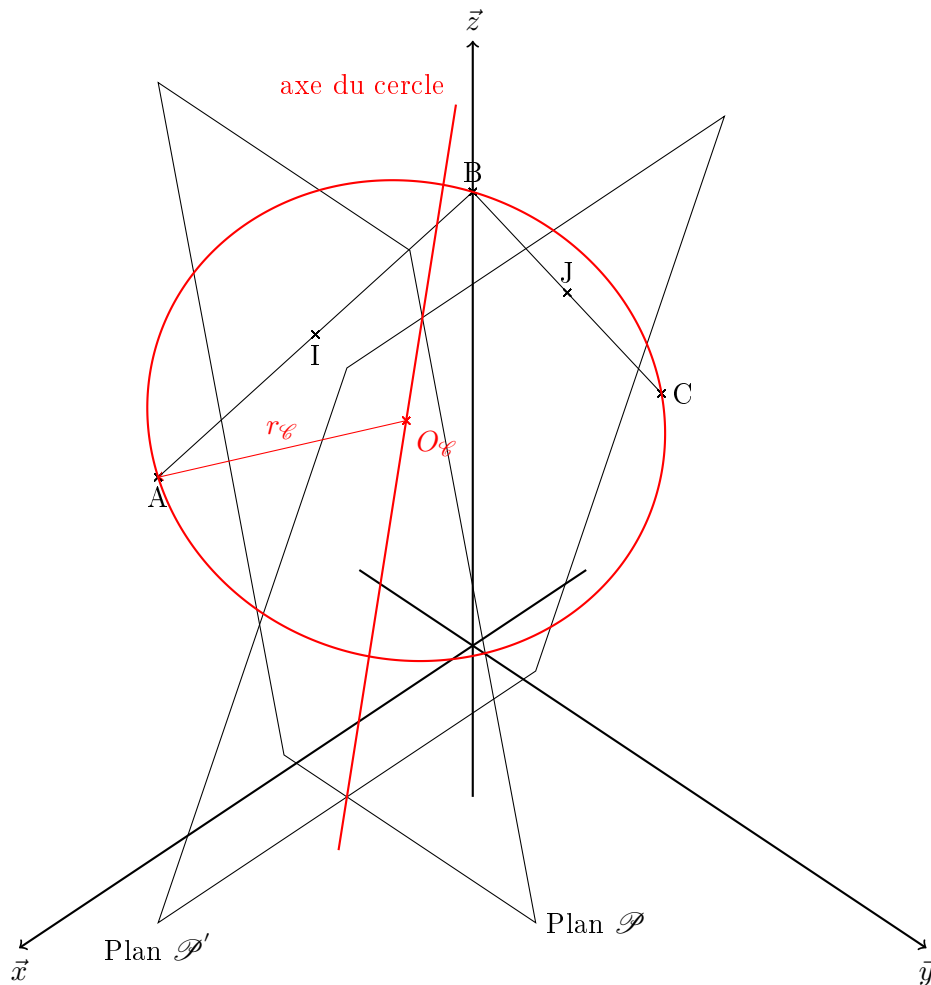


Figure VI.4 – Procédure d'interpolation circulaire

Ainsi, l'axe du cercle  $\mathcal{C}$  passant par les trois points A, B et C est obtenu comme l'intersection des plans  $\mathcal{P}$  et  $\mathcal{P}'$ , médians aux segments  $[AB]$  et  $[BC]$ . Le centre du cercle est obtenu par l'intersection de cet axe avec le plan  $\mathcal{P}''$  contenant le cercle. Le rayon  $r_C$  est calculé dans ce plan.



(Figure VI.4).

\* Calcul de l'équation de l'axe du cercle  $\mathcal{C}$  :

Soit un point M de coordonnées  $\begin{pmatrix} x_m \\ y_m \\ z_m \end{pmatrix}$ .

M  $\in \mathcal{P}$  si et seulement si :

$$x_m * (x_b - x_a) + y_m * (y_b - y_a) + z_m * (z_b - z_a) + K = 0$$

$$\text{avec } K = \frac{1}{2} * (x_a^2 + y_a^2 + z_a^2 - x_b^2 - y_b^2 - z_b^2).$$

De même, M  $\in \mathcal{P}'$  si et seulement si :

$$x_m * (x_c - x_b) + y_m * (y_c - y_b) + z_m * (z_c - z_b) + K' = 0$$

$$\text{avec } K' = \frac{1}{2} * (x_b^2 + y_b^2 + z_b^2 - x_c^2 - y_c^2 - z_c^2)$$

$$\text{Ainsi, } M \begin{cases} x_m \\ y_m \\ z_m \end{cases} \in \begin{cases} \mathcal{P} \\ \mathcal{P}' \end{cases} \text{ ssi : } \begin{cases} x_m = K_3 * z_m + K_4 \\ y_m = K_1 * z_m + K_2 \end{cases} \text{ avec :}$$

$$K_1 = \frac{(z_c - z_b) \cdot (x_b - x_a) + (z_a - z_b) \cdot (x_c - x_b)}{(y_c - y_b) \cdot (x_a - x_b) + (x_c - x_b) \cdot (y_b - y_a)} \quad K_2 = \frac{K' \cdot (x_b - x_a) + K \cdot (x_b - x_c)}{(y_c - y_b) \cdot (x_a - x_b) + (x_c - x_b) \cdot (y_b - y_a)}$$

$$K_3 = \frac{k_1 \cdot (y_b - y_a) + z_b - z_a}{x_a - x_b} \quad K_4 = \frac{K + K_2 \cdot (y_b - y_a)}{x_a - x_b}$$

Le système d'équations régissant l'axe du cercle ( $O_{\mathcal{C}}$ ) permet de déterminer les coordonnées  $(x_{O_{\mathcal{C}}}, y_{O_{\mathcal{C}}}, z_{O_{\mathcal{C}}})$  du centre  $O_{\mathcal{C}}$ .

\* Calcul des coordonnées du point  $O_{\mathcal{C}}$ , centre du cercle  $\mathcal{C}$  :

Le point ( $O_{\mathcal{C}}$ ) appartient au plan  $\mathcal{P}''$  contenant les points A, B et C par lequel passe le cercle  $\mathcal{C}$ . Une normale à ce plan est le vecteur  $\vec{n}_{(n_x, n_y, n_z)} = \vec{AB} \wedge \vec{AC}$ .

Par conséquent,  $M \begin{cases} x_m \\ y_m \\ z_m \end{cases} \in \mathcal{P}''$  si et seulement si :

$$x_m.n_x + y_m.n_y + z_m.n_z + K_5 = 0 \text{ avec } K_5 = -(x_a.n_x + y_a.n_y + z_a.n_z) \quad (A \in \mathcal{P}'')$$

Le point ( $O_{\mathcal{C}}$ ) centre du cercle  $\mathcal{C}$  est à l'intersection des plans  $\mathcal{P}$ ,  $\mathcal{P}'$  et  $\mathcal{P}''$ . Par conséquent ses coordonnées vérifient le système :

$$\begin{cases} x_{O_{\mathcal{C}}} = K_3 * z_{O_{\mathcal{C}}} + K_4 \\ y_{O_{\mathcal{C}}} = K_1 * z_{O_{\mathcal{C}}} + K_2 \\ x_{O_{\mathcal{C}}}.n_x + y_{O_{\mathcal{C}}}.n_y + z_{O_{\mathcal{C}}}.n_z + K_5 = 0 \end{cases}$$

\* Calcul de la longueur  $r_{\mathcal{C}}$ , rayon du cercle  $\mathcal{C}$  :

Le rayon du cercle  $\mathcal{C}$  correspond à la distance séparant son centre de l'un des points par lequel il passe (A,B ou C sont, entre autre, connus). Par conséquent,  $r_{\mathcal{C}}$  peut être calculé à partir de la formule suivante :

$$r_{\mathcal{C}} = \left\| \overrightarrow{O_{\mathcal{C}}B} \right\| = \frac{\left\| \overrightarrow{O_{\mathcal{C}}B} \wedge \vec{n} \right\|}{\|\vec{n}\|}$$

## K.2 Interpolation de Bézier :

Considérons une courbe de Bézier de degré deux (Figure VI.5).

$$\begin{aligned} \overrightarrow{P(u)} &= \sum_{i=0}^2 B_{i,2}(u) \cdot \overrightarrow{P}_i &= (1-u)^2 \cdot \overrightarrow{P}_0 + 2u(1-u) \cdot \overrightarrow{P}_1 + u^2 \cdot \overrightarrow{P}_2 \\ & &= (1-u) \left[ (1-u) \cdot \overrightarrow{P}_0 + u \cdot \overrightarrow{P}_1 \right] + u \left[ (1-u) \cdot \overrightarrow{P}_1 + u \cdot \overrightarrow{P}_2 \right] \\ & &\text{avec : } \overrightarrow{P(u)} \text{ le vecteur } \overrightarrow{OP(u)} \text{ et } \overrightarrow{P}_i \text{ le vecteur } \overrightarrow{OP}_i. \end{aligned}$$

Or,  $(1-u) \cdot \overrightarrow{P}_0 + u \cdot \overrightarrow{P}_1$  correspond à une interpolation linéaire sur  $\overrightarrow{P_0P_1}$  donnant le point  $\overrightarrow{P_0^1}$  et,  $(1-u) \cdot \overrightarrow{P}_1 + u \cdot \overrightarrow{P}_2$  correspond à une interpolation linéaire sur  $\overrightarrow{P_1P_2}$  donnant le point  $\overrightarrow{P_1^1}$

Ainsi, l'ensemble correspond à une interpolation linéaire sur  $\overrightarrow{P_0^1P_1^1}$  permettant de construire simplement et par géométrie le point défini par  $\overrightarrow{P(u)}$ .

La figure VI.5 illustre le résultat pour le point situé au paramètre  $u = \frac{1}{2}$ .

Cet algorithme, développé ici pour une courbe de Bézier de degré deux, est valable quel que soit le degré de la courbe de Bézier considérée. Or, le degré d'une courbe de Bézier ainsi que le nombre de pôles qui la compose sont, croissant avec le nombre de contraintes vectorielles qu'elle doit satisfaire. En notant  $n$  le degré de la courbe,  $k$  le nombre de pôles définissant la courbe de Bézier et  $n_\sigma$  le nombre de contraintes vectorielles à satisfaire les relations suivante sont obtenues :

$$n = k - 1 \text{ et } n_\sigma = k$$

Les contraintes vectorielles peuvent être des points de passage ainsi que des tangentes. Or, comme présenté par la suite, pour cette étude le nombre de ces contraintes est supérieur à trois et nécessite donc l'emploi d'une courbe de Bézier possédant plus de trois pôles. Par conséquent, l'algorithme de Casteljau développé pour des courbes de degré deux doit être généralisé à des courbes de degré  $n$ .

### Généralisation :

Relation de récurrence sur les fonctions de Bernstein.

$$\overrightarrow{P(u)} = \sum_{i=1}^{n-1} (uB_{i-1,n-1} + (1-u)B_{i,n-1}) \overrightarrow{P}_i + B_{0,n} \overrightarrow{P}_0 + B_{n,n} \overrightarrow{P}_n$$

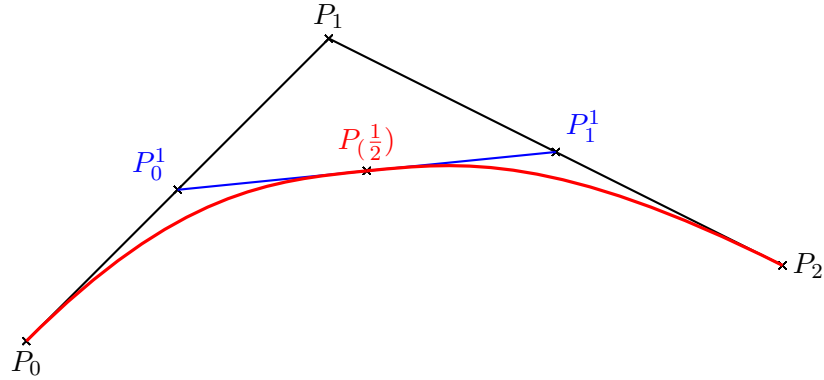


Figure VI.5 – Algorithme de Casteljaou pour tracer le point au paramètre  $u = \frac{1}{2}$  sur une courbe de Bézier de degré 2

or :  $B_{0,n} = uB_{-1,n-1} + (1 - u)B_{0,n-1} = (1 - u)B_{0,n-1}$

et :  $B_{n,n} = uB_{n-1,n-1} + (1 - u)B_{n,n-1} = uB_{n-1,n-1}$

Par conséquent :

$$\begin{aligned} \overrightarrow{P(u)} &= \sum_{i=1}^{n-1} (uB_{i-1,n-1} + (1 - u)B_{i,n-1})\overrightarrow{P_i} + (1 - u)B_{0,n-1}\overrightarrow{P_0} + uB_{n-1,n-1}\overrightarrow{P_n} \\ &= \sum_{i=0}^{n-1} (1 - u)B_{i,n-1}\overrightarrow{P_i} + \sum_{i=1}^n uB_{i-1,n-1}\overrightarrow{P_i} \end{aligned}$$

On pose  $j = i - 1$  alors :

$$\begin{aligned} \overrightarrow{P(u)} &= \sum_{i=0}^{n-1} (1 - u)B_{i,n-1}\overrightarrow{P_i} + \sum_{j=0}^{n-1} uB_{j,n-1}\overrightarrow{P_{j+1}} = \sum_{i=0}^{n-1} (1 - u)B_{i,n-1}\overrightarrow{P_i} + \sum_{i=0}^{n-1} uB_{i,n-1}\overrightarrow{P_{i+1}} \\ &= \sum_{i=0}^{n-1} ((1 - u)\overrightarrow{P_i} + u\overrightarrow{P_{i+1}}) \cdot B_{i,n-1} = \sum_{i=0}^{n-1} P_i^1 \cdot B_{i,n-1} \end{aligned}$$

On réalise les itérations successives et à la  $j^{\text{ème}}$  :

$$\begin{aligned} \overrightarrow{P_i^j} &= (1 - u) \cdot \overrightarrow{P_i^{j-1}} + u \cdot \overrightarrow{P_{i+1}^{j-1}} \quad \forall i \in [0, \dots, n - j] \\ &= \sum_{i=0}^{n-1} B_{i,n-j} \cdot \overrightarrow{P_i^j} \end{aligned}$$

Au bout de n itérations on obtient :

$$\overrightarrow{P(u)} = B_{0,0} \cdot \overrightarrow{P_0^n} = \overrightarrow{P_0^n}$$

Ainsi, à l'aide de l'algorithme de Casteljau tout type de point de tout type de courbe de Bézier peut-être obtenu par construction géométrique. Par conséquent, à l'aide de cet algorithme et après avoir déterminé l'ensemble des pôles paramétrant la courbe de Bézier raccordant des demi-lignes de frottement, les points de celles-ci vont pouvoir être obtenus en faisant varier le paramètre  $u$  dans l'ensemble  $]0, 1[$ . Enfin, dans le cas où les coordonnées de l'un des pôles d'une courbe de bézier sont inconnus mais qu'un point de passage en une valeur du paramètre  $u$  est connu, l'algorithme peut être utilisé en méthode inverse pour obtenir les coordonnées du pôle.

---

# Bibliographie

- [ADL<sup>+</sup>04] A. Affouard, E. Duc, C. Lartigue, J-M. Langeron, and Bourdet P. Avoiding 5-axis singularities using tool path deformation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44(4) :415–425, March 2004. [I.4.2](#)
- [AHBB79] R. E.E. Arndt, J. W. Holl, J.C. Bohn, and W.T. Bechtel. Influence of surface irregularities on cavitation performance. *Journal of Fluid Engineering*, 23 :157 – 170, 1979. [2](#)
- [Auc96a] M. Aucher. Hélices marines. *Techniques de l'ingénieur. Génie mécanique*, BL3(B4360) :B4360.1–B4360.38, 1996. [I.1.1](#)
- [Auc96b] M. Aucher. Hélices marines, Février 1996. [I.1.2.1](#)
- [AVD58] I.H. Abbott and A.E. Von Doenhoff. *Theory of wing sections*. Dover, 1958. [I.1.1](#)
- [BHM03] A. Brient, J.Y. Hascoët, and J.P. Martineau. Influence of machining paths on hydro propeller performance. *International Journal of Engineering Manufacture*, 217(12) :1757–1762, 2003. [I.3](#)
- [Bod75] J. Boda. *Le projet de navires de commerces : le projet de l'hélice, Géométrie de l'hélice marine*, volume 1. ENSTA / Département construction navales, 1975. [I.1.1](#)
- [Bri04] A. Brient. *Etude de l'influence du processus de fabrication sur les performances des propulseurs marins : approche multimétiers de l'usinage d'hélices*. PhD thesis, Ecole Centrale de Nantes, Juillet 2004. [I.4.1](#), [II.3](#), [V.2.2](#)
- [Bro93] N.A. Brown. Aspects of the noise of propellers operating in turbulent flows. In ASME, editor, *Flow Noise Modeling, Measurement and Control*, volume 168(FED)/Vol. 15(NCA), 1993. [I.1.1](#)

- [BV03] P.G. Bernardos and G-C. Vosniakos. Predicting surface roughness in machining : a review. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 43 :833–844, 2003. [I.3](#), [I.14\(a\)](#)
- [Car07] J. Carlton. *Marine propellers and propulsion, Second Edition*. Butterworth-Heinemann Ltd, 2nd revised edition, Mai 2007. ([document](#)), [I.1.1](#), [I.2](#), [I.13](#), [I.3](#)
- [Con05] International Towing Tank Conference. Model manufacture, propeller models, propeller model accuracy. In Propulsion Committee of 24th ITTC, editor, *ITTC - Recommended procedures and guidelines*, volume 7.5-01 of 00, pages 1–8. ITTC, 26 July 2005. [I.1.1](#), [I.1.1](#)
- [CW02] S-L. Chen and W-T. Wang. Computer aided manufacturing technologies for centrifugal compressor impellers. *Journal of Materials Processing Technology*, 130-131(3) :401–406, 24 September 2002. [I.4.1](#)
- [DLB02] E. Duc, C. Lartigue, and P. Bourdet. Utilisation de l’interpolation polynomiale pour l’ugv, cas de l’usinage 5 axes. Lille, France, 13-14 March 2002. Assises de l’UGV. [I.4.5](#)
- [DMP04] S. Ding, M. A. Mannan, and A. N. Poo. Oriented bounding box and octree based global interference detection in 5-axis machining of free-form surfaces. *Computer-Aided Design*, 36(13) :1281–1294, November 2004. [I.4.3](#)
- [EA73] Sinclair L. Emerson A., editor. *Calculation, experiment and experience in merchant ship propeller design*, London, 1973. IMAS. [I.1.1](#)
- [GBI03] P. Gray, S. Bedi, and F. Ismail. Rolling ball method for 5-axis surface machining. *Computer-Aided Design*, 35(4) :347–357, 1 April 2003. [I.4.3](#)
- [GBI05] P. J. Gray, S. Bedi, and F. Ismail. Arc-intersect method for 5-axis tool positioning. *Computer-Aided Design*, 37(7) :663–674, June 2005. [I.4.3](#)
- [HWK<sup>+</sup>99] J.L. Hwang, S.Y. Wang, J.S. Kouh, W.S. Wang, and Yeht T.C. Design, manufacture and full scale trial of high performance surface propeller. In *Proceedings of the 5th international conference on Fast Sea Transportation*, pages 137–150. FAST’99, August 1999. [I.1.1](#)
- [IEH<sup>+</sup>05] O. Ilushin, G. Elber, D. Halperin, R. Wein, and M-S. Kim. Precise global collision detection in multi-axis nc-machining. *Computer-Aided Design*, 37(9) :909–920, August 2005. [I.4.3](#)

- [iso91a] Shipbuilding – ship screw propellers – manufacturing tolerances – part 1 : Propellers of diameter greater than 2,50 m. Paper, June 1991. [I.1.2.2](#)
- [iso91b] Shipbuilding – ship screw propellers – manufacturing tolerances – part 2 : Propellers of diameter between 0,80 and 2,50 m inclusive. Paper, June 1991. [I.1.2.2](#)
- [Iva80] N. I. & Al. Ivanov. A new series of nc machine tools for machining ship screws. *Stanki Instrument*, 51(5) :9–10, 1980. [I.4.1](#)
- [JCYS03] C-S. Jun, K. Cha, and Lee Y-S. Optimizing tool orientations for 5-axis machining by configuration-space search method. *Computer-Aided Design*, 35(6) :549–566, May 2003. [I.4.4](#)
- [KD02] H-S. Kuo and W-Y. Dzan. The analysis of nc machining efficiency for marine propellers. *Journal of Materials Processing Technology*, 124(3) :389–395, 20 June 2002. [I.4.1](#)
- [Lau09] J-M. Laurens. Hélices marines. *Cours de l'ENSIETA*, pages 1–64, 19 Août 2009. ([document](#)), [I.10](#), [I.11](#)
- [LDK03] B. Lauwers, P. Dejonghe, and J.P. Kruth. Optimal and collision free tool posture in five-axis machining through the tight integration of tool path generation and machine simulation. *Computer-Aided Design*, 35(5) :421–432, 15 April 2003. [I.4.3](#)
- [LLKL02] T-S. Lim, C-M. Lee, S-W. Kim, and D-W. Lee. Evaluation of cutter orientations in 5-axis high speed milling of turbine blade. *Journal of Materials processing Technology*, 130-131 :401–406, 20 December 2002. [I.4.1](#)
- [MEX04] M. Müller, G. Erdos, and P. Xirouchakis. High accuracy spline interpolation for 5-axis machining. *Computer-Aided Design*, 36(13) :1379–1393, November 2004. [I.4.5](#)
- [MHA<sup>+</sup>03] J-P. Martineau, F. Hauville, J-A. Astolfi, T. Damay, and A. Hascoët, J-Y. and Brient. Industrialisation des hélices : étude de l' influence des stries d' usinage. Plan d' Etudes Amont W 02 40 013 et S 02 40 0273, Direction des Constructions Navales et IRCCyN, 2003. [II.3.1](#), [II.3.2](#)
- [OVO75] M.W.C Oosterveld and P. Van Oosanen. Further computer analysed data of the wage-nigen b-screws series. In *International Shipbuilding Progress*, volume 22, 1975. [I.1.1](#)
- [PDR04] V. Pateloup, E. Duc, and P. Ray. Corner optimization for pocket machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44(12-13) :1343–1353, October 2004. [I.4.4](#)



- [Reh80] Rehbach. Calcul d'écoulements tridimensionnels instationnaires de fluide parfait avec nappes tourbillonnaires. Document onera - rapport 10/1737 ay 306, 12/1737 ay 08 et 13/1737 ay 312, ONERA, 1979 - 1980. [II.3.1.2](#)
- [SM84] E. Svensen and J.S. Medhurst. A simplified method for the assessment of propeller roughness penalties. *Marine Technology*, 21(1) :41–48, 1984. [I.2](#), [I.4.1](#)
- [Tou01] C. Tournier. *Contribution à la conception des formes complexes : la surface d'usinage en fraisage 5 axes isocrêtes*. PhD thesis, Ecole Normale Supérieure de Cachan, 2001. [I.14\(b\)](#), [I.5](#)
- [Vic77] G. W. Vickers. Computer-aided manufacture of marine propellers. *Computer-Aided Design*, 9(4) :267–274, October 1977. [I.4.1](#)
- [YJP] J-W. Youn, Y. Jun, and S. Park. Interference-free tool path generation in 5-axis machining of a marine propeller. [I.4.1](#)



## Résumé

Ce travail, réalisé dans le cadre d'une thèse Allocation Couplée et un contexte inter-laboratoires fort : IRCCyN – IRENav – IFMA offrant de multiples ressources en productique et en hydrodynamique, vise à améliorer le processus de réalisation des hélices marines. Certaines des spécifications géométriques établies durant la conception perdent définitivement, lors de l'étape de définition de la stratégie de fabrication en finition, leur caractère fonctionnel au travers de leur traduction en paramètres liés à la machine d'usinage. Cette étude vise à proposer une alternative au polissage en renforçant les liens fonctionnels entre les propriétés de l'hélice et les paramètres géométriques des opérations de fraisage.

La première partie du travail est consacrée à l'étude du processus de conception et de réalisation ainsi qu'au cycle de vieillissement des hélices marines. Les trajectoires d'usinage sont généralement obtenues par post-traitement du modèle numérique créé en C.A.O. ; passer directement des lois hydrodynamiques au trajet outil permet de mieux répondre aux exigences fonctionnelles des propulseurs marins. Ainsi des critères multiphysiques doivent être à la source de la spécification de l'état de surface, du format d'interpolation support des trajectoires et, dans le cadre d'une approche générique du processus d'usinage, du choix de l'ensemble des intervenants du processus de réalisation des hélices.

Dans un second temps les relations entre les différentes activités du processus de fabrication des hélices sont restructurées et de nouvelles liaisons sont proposées entre les domaines dits « fonctionnel », « virtuel » et « physique » pour prendre en compte des contraintes fonctionnelles et ainsi aboutir à la mise en place d'un nouveau concept de génération de trajectoires d'usinage.

Les lignes de frottements, signature hydrodynamique de l'hélice, sont suggérées pour supporter les trajectoires d'usinage. La complexité de ces données d'une part et celle de la géométrie hélice d'autre part nécessitent le développement d'une nouvelle stratégie de génération de trajectoires d'usinage. Ainsi, basés sur le formalisme de Bézier, des algorithmes d'interpolation sont proposés pour aboutir à des trajectoires continues au bord d'attaque, contrainte fonctionnelle incontournable et, chose essentielle, exploitables en usinage.

Le passage par le bord d'attaque, lieu où la cavitation ne doit pas apparaître sous peine de se propager à l'ensemble de la pale, est l'objet de toutes les attentions. Les contraintes fonctionnelles insuffisantes en cet endroit sont, dans le cadre d'une approche multimétier, suppléées par des contraintes géométriques et des contraintes liées à la cinématique du centre d'usinage. Le trajet outil étant déterminé, une analyse de sa pertinence hydrodynamique est menée ; un découpage de la pale en zones d'application pertinente de la méthode est défini. Suite à cela, un modèle d'hélice de patrouilleur P400 de la Marine nationale est retenu comme cas d'étude.

A partir de celui-ci, une étude expérimentale en bassin est mise en place en vue d'analyser, par comparaison avec une pale d'hélice étalon polie miroir, les effets de stries d'usinage orientées sur le comportement du fluide au voisinage d'une pale usinée selon la stratégie développée. Un fluide différent de celui d'évolution et une caméra rapide sont utilisés pour observer les modifications de comportement du fluide dues à l'état de surface dirigé. Les résultats de la campagne d'essais, qui reposent sur les techniques de traitement d'images, sont détaillés et analysés pour conclure sur les apports de la méthode en terme de coût et de temps de fabrication.

Mots-clés : stratégie d'usinage, Design For Manufacturing, surface gauche, hélice marine, lignes de courant, état de surface

## COMPLEXE SURFACE MACHINING CHARACTERISED BY AN ADAPTATIVE SURFACE ROUGHNESS.

### Abstract

The scope of activities of the three laboratories, IRCCyN, IRENav, IFMA, where this study was carried out, are linked with both manufacturing and hydrodynamics. The work of the *Allocation couplée* thesis therefore aims at enhancing the production process for marine propellers.

Some of the geometrical specifications initially stated during the design phase definitely lose their functional character when they are translated into parameters linked to the machine-tool during the definition of the manufacturing strategy. This work proposes an alternative to polishing by reinforcing the functional links between the propeller properties and the geometrical parameters linked to milling operations.

The first part is dedicated to the study of both the design and the manufacturing phases as well as the ageing cycle of marine propellers. Machining trajectories are commonly obtained thanks to a post-processing of the numerical model. By converting the tool trajectories directly from the hydrodynamic laws the functional particularities of the propeller can be answered. Multi-physical criteria are thus considered for the roughness specifications, for the support of the trajectories and for the choice of all the contributors of a generic machining process.

In a second part, a new structure for the different activities is proposed. The new relations between the functional, the digital and the physical domains take into account the functional constraints and lead to a new concept of milling path-planning.

Streak lines, considered as the hydrodynamic signature of the propeller, are suggested as a support for the tool trajectories. The hydrodynamic data complexity on the one hand and the propeller geometry on the other hand require the development of a new strategy for machining path planning. Based on the Bézier formalism, the interpolation algorithms thus lead to continuous trajectories at leading edge which is an indispensable functional constraint. Furthermore, these trajectories are exploitable in the machining process.

Leading edge crossing requires careful attention because of the cavitation risk that can propagate to the whole blade. In this particular zone, the functional data are not sufficient and thanks to the multi-skills approach, they are compensated by both geometrical and kinematic constraints linked with the propeller and the milling centre. The trajectory having been determined, an analysis of its hydrodynamic pertinence is performed. A division of different zones on the blade is defined where the application of the method can be considered as relevant. The propeller of the French Navy *Patrouilleur P400* has been kept as the case studied.

An experimental study is carried out to analyse the effects of oriented milling grooves on the flow behaviour at the close vicinity of the blade. A blade that is milled thanks to the proposed strategy is compared to a mirror polished one that is considered as the standard one.

A different fluid and a rapid camera are used to complete the mission and to observe the modifications of the behaviour due to the oriented roughness. The results, based on image processing, are detailed and analysed to conclude on the benefits of the method in terms of cost and machining time.

Keywords: Tool path planning, Design For Manufacturing, complexe surface, marine propeller, stream lines, surface roughness

