

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

Doctorat ParisTech

T H È S E

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité "Mécanique et Génie Mécanique"

présentée et soutenue publiquement par

Rémi HUSSON

le 10 juillet 2013

**Contribution à l'Identification des Origines des Déformations révélées
au Traitement Thermique. Application à l'Analyse d'une Gamme de
Fabrication d'Arbres à Dentures de Boîtes de Vitesses.**

Directeur de thèse : **Régis BIGOT**
Co-encadrement de la thèse : **Cyrille BAUDOUIN**

Jury

M. François VILLENEUVE, Professeur des Universités, G-SCOP, Université Joseph Fourier
M. Pascal RAY, Professeur des Universités, Institut Pascal, Institut Français de Mécanique Avancée
M. Joël RECH, Professeur des Universités, LTDS, Ecole Nationale d'Ingénieurs de Saint-Etienne
M. Franz HOFFMANN, Professeur des Universités, Heat Treatment Department, IWT Brême
M. Marc FRABOLOT, Ingénieur Synthèse Technique, Ingénierie Process, Renault SA
M. Edoardo SURA, Chef d'UET Innovation & Expertise Transverses, Renault SA
M. Régis BIGOT, Professeur des Universités, LCFC, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers
M. Cyrille BAUDOUIN, Maître de Conférences, LCFC, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers
M. Thomas SCHEER, Responsable Industriel Programme, Hispano-Suiza SA, Groupe SAFRAN

Président
Rapporteur
Rapporteur
Examineur
Examineur
Examineur
Examineur
Invité

Contribution à l'Identification des Origines
des Déformations révélées au Traitement Thermique.
Application à l'Analyse d'une Gamme de Fabrication
d'Arbres à Dentures de Boites de Vitesses.

Rémi Husson

Doctorat de l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers
soutenance publique le 10 juillet 2013

Remerciements

Ce travail de thèse CIFRE s'est déroulé à la fois au Laboratoire de Conception Fabrication Commande des Arts et Métiers de Metz et au Service Métiers Amont Process à la Direction de l'Ingénierie Process Renault. Je remercie pour leur soutien leurs directeurs respectifs et successifs : Monsieur Patrick Martin puis Monsieur Régis Bigot d'une part, Monsieur Pierre Gilbert puis Monsieur Hatem Khanfir d'autre part.

Pour leurs remarques et conseils constructifs, j'adresse mes remerciements à l'ensemble des membres du jury. Je remercie Monsieur François Villeneuve (G-SCOP, Université Joseph Fourier de Grenoble) pour m'avoir fait l'honneur de présider le jury d'évaluation de ces travaux. Je remercie également Monsieur Pascal Ray (Institut Blaise Pascal, Institut Français de Mécanique Avancée) et Monsieur Joël Rech (LTDS, Ecole Nationale d'Ingénieurs de Saint-Etienne) pour leur lecture attentive de mon manuscrit de thèse. Je tiens à remercier particulièrement Monsieur Franz Hoffmann pour les discussions techniques que nous avons pu avoir à plusieurs endroits de la planète, le dernier d'entre eux étant à Metz durant la soutenance de cette thèse.

Je remercie vivement mon directeur de thèse Monsieur Régis Bigot pour sa confiance (malgré ma non-appartenance à la communauté des "gadzarts"), ses conseils avisés et ses retours d'expérience souvent illustrés de métaphores pertinentes et percutantes. Je remercie Monsieur Cyrille Baudouin pour son aide et son avis éclairé durant ces trois années. Malgré la distance Rueil-Metz qui souvent nous séparait (tout comme parfois nos points de vue respectifs sur les cardioïdes et les ellipses), sa disponibilité fut quotidienne. J'en profite pour également remercier Corentin, son fils, pour avoir contribué à nos travaux à travers le don d'un de ses éléments de jeu pour notre dispositif d'essais.

En parallèle et en complément de cet encadrement académique, je tiens à remercier chaleureusement Monsieur Thomas Scheer pour sa confiance, son soutien et son tutorat industriel depuis les prémices de cette aventure jusqu'à la soutenance de thèse. En complément, j'ai beaucoup appris de ses compétences transverses, managériales et organisationnelles. L'encadrement industriel a été aussi personnifié à différentes périodes de ce projet par Monsieur Marc Frabolot (dont les réflexions ont systématiquement plusieurs coups d'avance), Monsieur Patrice Duhaut (un soutien de poids lors des essais industriels de cette thèse) et Monsieur Edoardo Sura (une source d'inspiration pour un doctorat réussi).

Je remercie Monsieur Benoit Jourdain, Monsieur François Riot et l'ensemble des membres de leur équipe pour leurs soutiens et conseils durant non seulement les dif-

férents plans d'essais à l'usine de Cléon mais aussi durant ces trois années. Vous avez toujours fourni une vision industrielle indispensable à la réussite de ce projet.

Je remercie mes deux stagiaires de fin d'études Monsieur Paul Delorme et Monsieur Pierrick Heurté. Vos travaux respectifs ont permis un avancement considérable pour ces travaux de thèse et le respect de plannings pourtant ambitieux. Je vous souhaite une bonne continuation dans la poursuite de vos chemins respectifs.

Je remercie l'ensemble des collègues (doctorants, documentalistes, enseignants - chercheurs, ingénieurs, professeurs, secrétaires, techniciens, membres du personnel, ...) du LCFC, d'ARTS et plus largement des Arts et Métiers pour leur aide parfois ponctuelle mais leur soutien toujours continu durant ces trois années de thèse. Je remercie de même les collègues côté Renault (apprentis, doctorants, ingénieurs, managers, opérateurs, secrétaires, stagiaires, techniciens, ...) du Service Métier Amont Process mais également des entités Pièces Brutes, Fabrication (notamment Monsieur Anthony Colin et ses équipes pour leur collaboration durant les essais industriels), Matériaux, Qualité, Prototypes et Bureau d'Etude. Je ne peux malheureusement pas citer dans ce paragraphe nominativement chaque contribution tant elles ont été nombreuses tout au long de ce projet.

Mes premières expériences de la recherche ayant eu lieu au sein de leur laboratoire et/ou grâce à leur support, je remercie Monsieur Lionel Ganippa (Brunel University), Monsieur Toshiki Hirogaki et Madame Mami Matsukawa (Doshisha University), Madame Sylviane Wignacourt, Monsieur Zoubeir Lafhaj et Monsieur Pascal Brochet (Ecole Centrale de Lille).

La thèse est une aventure unique ; je remercie donc mes parents, mes frère et sœur ainsi que l'ensemble des membres de ma famille et belle-famille pour leur soutien permanent dans l'accomplissement de ce projet et pour leur présence si nombreuse à la soutenance de thèse. Je remercie mes amis (dont une délégation a également assisté à la soutenance de thèse), source inépuisable d'encouragements et de bonne humeur. Enfin, je terminerai ces remerciements pour saluer ma compagne Mathilde qui m'a toujours supporté lors des différentes phases de ce projet et en particulier lors de la rédaction de ce manuscrit.

Rémi Husson, juillet 2013.

Table des matières

1	Introduction Générale	1
2	Etat de l'art	5
2.1	Traitement Thermique et Phénomènes Associés	6
2.2	Prévention Macroscopique des Déformations	14
2.3	Prévention des Déformations sur la Gamme Complète	21
2.4	Modélisation et Identification des Déformations	27
2.5	Conclusions	30
3	Identification des déformations et de leurs causes	31
3.1	Démarche Adoptée	32
3.2	Identification des déformations géométriques	33
3.3	Identification des causes sur une gamme de fabrication	39
3.4	Influence du porteur en fin de gamme d'usinage	41
3.5	Influence du porteur lié à chaque étape du process	43
3.6	Conclusions	45
4	Moyens d'essais	47
4.1	Produit et Production	48
4.2	Moyens utilisés dans le cadre des applications	51
4.3	Moyens de mesures	52
4.4	Conclusions	62
5	Mise en œuvre sur une étape de fabrication	65
5.1	Identification des déformations sur une étape numérique	66
5.2	Influence de la chronologie sur les contraintes	74
5.3	Influence des contraintes au traitement thermique	76
5.4	Conclusions	85
6	Mise en œuvre sur une gamme de fabrication	87
6.1	Identification sur une gamme numérique	88
6.2	Causes des déformations au sein du process	95
6.3	Conclusions	136
7	Conclusions et Perspectives	139
7.1	Conclusions	139
7.2	Perspectives	141

A	Productions Scientifiques	143
B	Cercle, Ellipse et Cardioïde	145
C	Algorithme d'identification d'ellipse	149
D	Programme d'identification d'ellipse	153
E	Définitions de vocabulaire dentures	155
	Bibliographie	161

Table des figures

1.1	Contexte de filiation scientifique et industrielle des travaux	3
2.1	Deux stratégies de positionnement du Traitement Thermique	8
2.2	Cycle industriel de traitement thermique	8
2.3	Contraintes résiduelles (origine thermique)	10
2.4	Diagramme Fer-Carbone simplifié	11
2.5	Contraintes résiduelles (origine thermique et transformations de phase) .	13
2.6	Paramètres conduisant aux déformations au Traitement Thermique . . .	14
2.7	Contraintes Résiduelles au Tournage	16
2.8	Influence du type de chauffage sur les déformations	18
2.9	Les trois étapes d'une trempe par immersion	19
2.10	Influence de la géométrie sur la trempe et les déformations	21
2.11	Approche "Distortion Engineering"	23
2.12	Méthodologie "Distortion Engineering"	24
2.13	Compensation de déformations par trempe gaz hétérogène	25
2.14	Anticipation des déformations par simulation numérique	26
2.15	Méthode de discrétisation géométrique	28
2.16	Projection sur la Normale à la Surface	29
2.17	Projection de la Déformation sur la Base de Signatures	29
3.1	Démarche adoptée	32
3.2	Description de la méthode <i>IBFP</i>	34
3.3	Illustrations de la pièce test	35
3.4	Identification des causes de non conformités au sein de la gamme	40
3.5	Schéma d'application de neutralisation.	43
3.6	Observation de l'influence d'une étape de fabrication sur un porteur. . . .	44
4.1	Production de boîtes de vitesses Renault en 2011 et Illustration boîte J .	48
4.2	Procédé de taillage par fraise-mère	50
4.3	Courbe de température en détente	52
4.4	Moyen de mesure pour détermination de la flèche	54
4.5	Schéma d'illustration de l'ovalisation apparente liée à la flèche	55
4.6	Ellipses : paramètres et identification pour validation	57
4.7	Changement de base pour la flèche d'arbre	59
4.8	Métrologie denture	60
4.9	Photographie du dispositif de mesure de contraintes par diffraction RX .	62
4.10	Découpage de la denture pour observation métallographique	63

5.1	Verrou V1 au sein de la démarche	66
5.2	Gamme de forgeage et étape d'usinage d'un produit numérique	67
5.3	Contraintes résiduelles après forgeage	68
5.4	Génératrices présentes dans la jante du pignon	69
5.5	Déformations identifiées au tournage	71
5.6	Protocole d'essais : deux chronologies de gamme	75
5.7	Contraintes résiduelles en fonction de la chronologie de gamme	76
5.8	Verrou V3 au sein de la démarche	77
5.9	Plan d'expériences : détente avant traitement thermique	78
5.10	Observations métallographiques de pièces brute et détendues	79
5.11	Observations métallographiques de pièces détendues 4, 10 et 24 heures	80
5.12	Mesures de contraintes résiduelles avec/sans détente	81
5.13	Flèches des arbres avant et après traitement thermique	82
5.14	Déformations dentures en détente et au traitement thermique	84
6.1	Verrou V2 au sein de la démarche	88
6.2	Gamme de fabrication numérique d'un produit	89
6.3	Identification des déformations sur une gamme numérique	92
6.4	Identification des causes de déformations sur une pièce numérique	94
6.5	Verrou V4 au sein de la démarche	95
6.6	Résultats d'essais et résultats de production	96
6.7	Plan d'expériences : détermination des causes process	97
6.8	Photographies illustrant le plan d'essai sur site industriel	99
6.9	Évolution de la flèche moyenne en fabrication	100
6.10	Déformations dentures de 1 ^{er} niveau au traitement thermique	102
6.11	Déformations dentures de 2 nd niveau au traitement thermique : f_H	104
6.12	Déformations dentures de 2 nd niveau au traitement thermique : C	105
6.13	Flèche en fabrication (pièces sans forage, perçage ou roulage)	109
6.14	Déformations dentures de 1 ^{er} niveau au traitement thermique	111
6.15	Déformations dentures de 2 nd niveau au traitement thermique : f_H	112
6.16	Déformations dentures de 2 nd niveau au traitement thermique : C	113
6.17	Déformations dentures de 1 ^{er} niveau en fabrication	115
6.18	Déformations dentures de 2 nd niveau en fabrication : f_H	117
6.19	Corrélations directes entre paramètres dentures	119
6.20	Écarts de direction en fonction de la dent 1	120
6.21	Principe de projection des individus pour l'ACP	125
6.22	Histogramme des valeurs propres de l'ACPN	126
6.23	Projection des données dans les plans de composantes principales	127
6.24	Projection des variables dans les plans de composantes principales	128
6.25	Projection des données sans lot B dans les plans de CP	129
6.26	Métallographies après traitement thermique du circuit de lubrification	131
6.27	Métallographies et duretés après TTH des cannelures	133
6.28	Bilan des résultats expérimentaux	135
6.29	Gamme de fabrication proposée à partir des conclusions obtenues.	137
7.1	Synthèse des résultats obtenus et perspectives proposées	140

B.1	Principe de mesure du battement simple radial et paramètres associés . .	146
D.1	Visuel du programme d'identification d'ellipse Matlab	154
E.1	Exemples de relevé de profil et hélice	155
E.2	Cote sous bille MrK	156
E.3	Battement simple radial à la bille F_r	157
E.4	Erreur accumulée de pas (décalage circulaire)	157
E.5	Ecart de direction de profil $f_{H\alpha}$	158
E.6	Bombés de profil et d'hélice	159
E.7	Bombés de profil C_α et d'hélice C_β	159

Liste des tableaux

2.1	Synthèse des liens facteurs technologiques / phénomènes physiques	22
3.1	Résultats de l'identification par la méthode <i>IBFP</i>	36
3.2	Résultats d'étude d'incertitudes	38
4.1	Résultats d'identification de l'ellipse	58
5.1	Définition des transformations standards	70
5.2	Boucles d'identifications et taille du résidu associé	73
6.1	Mise en données de la gamme de fabrication numérique	90
6.2	Planning et durée des essais expérimentaux	98
6.3	Niveaux attribués en paramètres dentures de 2 nd niveau	106
6.4	Influence de chaque étape sur le potentiel de déformation en flèche	106
6.5	Influence de chaque étape sur le potentiel de déformation	107
6.6	Influence totale des étapes sur le potentiel de déformation	114
6.7	Évolution des caractéristiques dentures en fabrication	118
6.8	Etendues des moyennes en 2 nd niveau dentures / nombre de dents	121
6.9	Synthèse des couples de paramètres à forte corrélation linéaire	123

Chapitre 1

Introduction Générale

Le traitement thermique est largement utilisé dans le domaine industriel et en particulier dans le monde automobile. Il permet de modifier les propriétés mécaniques des pièces, notamment en acier. Positionner un traitement thermique après une gamme d'usinage présente plusieurs avantages. Avant traitement thermique, les pièces peuvent être placées dans des conditions d'usinabilité favorables (choix du matériau, traitement, ...) puisque leurs propriétés mécaniques (résistance mécanique, dureté, ...) seront augmentées lors du traitement thermique [Pou96].

Le traitement thermique a cependant quelques effets secondaires. Le plus important concerne les déformations géométriques. Une des illustrations les plus ancestrales est celle du sabre japonais ou *katana*. La lame est rectiligne en début de fabrication, mais les différents phénomènes liés au traitement thermique conduisent à sa courbure caractéristique [Ino12].

Dans le cas des dentures de boîtes de vitesses, les géométries sont complexes et les tolérances exigeantes. Par conséquent, le traitement thermique appliqué conduit à des déformations mettant en péril le respect de ces tolérances. La majorité des déformations intervenant sont anticipées lors des mises au point du procédé, par boucles itératives [DS72]. Cependant, une partie des déformations apparaît de manière aléatoire ou est liée à la variabilité d'un process [Ler11]. Par conséquent, l'anticipation et le diagnostic des non conformités qui en découlent sont complexes. D'autre part, l'état de l'art et les retours d'expérience montrent que ces phénomènes sont liés, certes au traitement thermique mais également aux étapes de fabrication en amont.

Plusieurs études ont eu lieu au sein du Laboratoire de Conception Fabrication Commande(EA4495) d'Arts et Métiers ParisTech de Metz (57), notamment les travaux de doctorat de Cyrille Baudouin [Bau06] et de Cyril Nicolas [Nic09], voir Figure 1.1. Les travaux font également suite au doctorat de Laurent Vanoverberghe [Van08] au sein du Service Métier Amont Process de la Direction Ingénierie Process de Renault SA, à Rueil Malmaison (92). Les travaux ici présentés sont le résultat de trois ans de collaboration entre les deux entités précédemment citées. Le cadre de travail est lié à l'ensemble de la gamme de fabrication et aux conséquences en termes de déformations au traitement thermique. De plus, les travaux menés sont intimement liés à la problématique industrielle.

Une pièce d'étude à dentures (arbre secondaire) est utilisée comme support d'essais tout au long de ces travaux. Les enjeux industriels relatifs à cette étude sont présentés plus en détails ultérieurement.

Le projet de recherche mené et présenté à travers ce manuscrit vise à améliorer la compréhension des déformations au traitement thermique sur les dentures et à permettre de diagnostiquer leurs origines au sein de l'ensemble de la gamme de fabrication. Cette problématique s'articule autour de quatre verrous scientifiques présentés ici sous forme de questions :

Verrou V1 Comment identifier les déformations géométriques apparaissant lors d'une étape de fabrication ?

Verrou V2 Comment identifier les causes de ces déformations au sein d'une gamme de fabrication ?

Verrou V3 Comment évaluer l'influence d'un facteur physique avant traitement thermique sur les déformations au traitement thermique ?

Verrou V4 Comment évaluer l'influence d'un facteur physique lié à une étape de fabrication sur les déformations au traitement thermique ?

Le chapitre 2 est l'occasion de présenter l'état de l'art lié à la problématique ainsi que les concepts qui seront utilisés par la suite. Les solutions proposées pour répondre aux quatre verrous scientifiques cités précédemment sont exposés dans le chapitre 3. Ensuite, l'ensemble des moyens utilisés ou construits en termes de mesures, d'essais expérimentaux ou numériques sont développés dans le chapitre 4. Enfin, les chapitres 5 et 6 présentent la mise en œuvre des méthodes proposées à travers des applications expérimentales d'une part et numériques d'autre part. La distinction entre ces deux chapitres s'articule autour de la largeur du domaine d'application ; respectivement sur une étape de fabrication et sur une gamme complète.

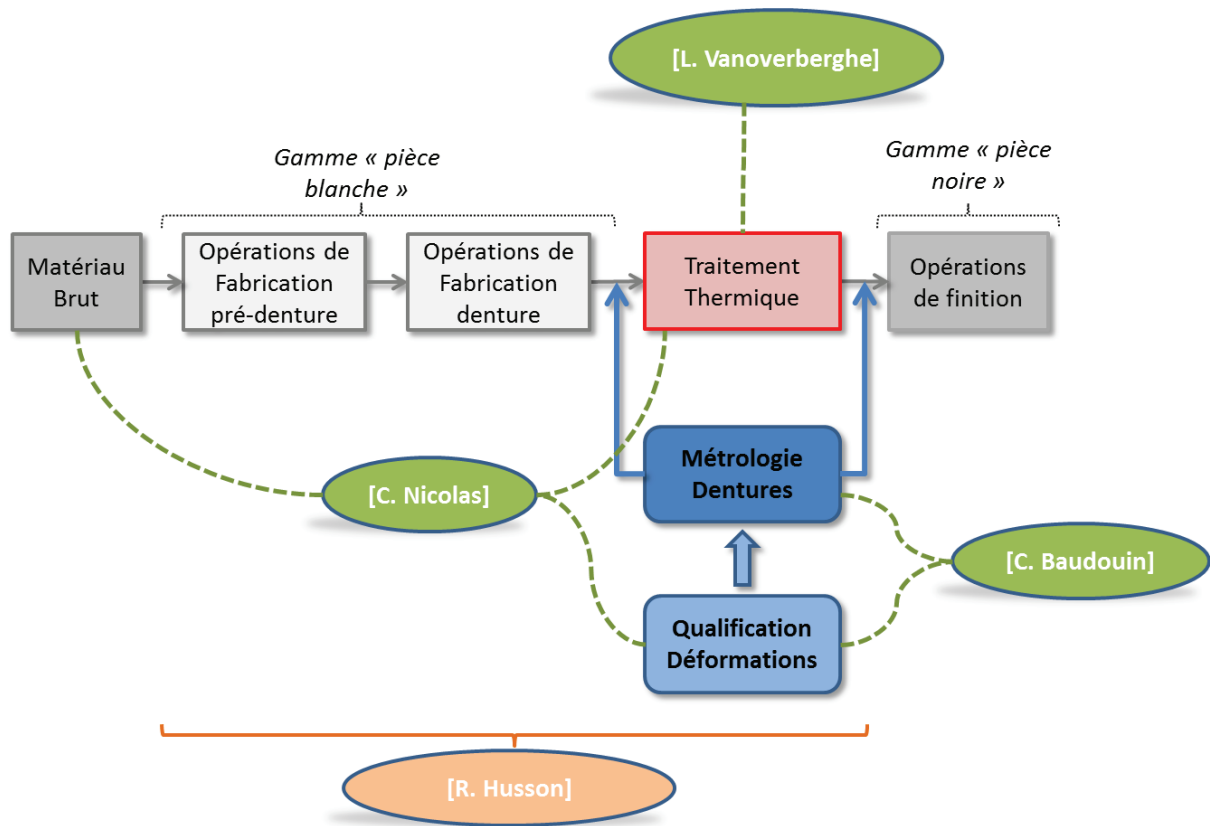


FIGURE 1.1 – Situation des travaux de thèse dans le contexte de filiation scientifique et industrielle. L'étude ici présentée se focalise sur l'étude de la gamme de fabrication et son impact sur les déformations au traitement thermique.

Notes :

En cohérence avec le jargon Renault, le terme "distorsion" traduit tout au long de cette étude une modification géométrique apparaissant de manière aléatoire. Il définit également une variabilité d'une déformation liée à la variabilité des process de fabrication. En parallèle, le terme de déformation est défini par la norme comme "toute altération de la forme et des cotes initiales d'un produit ferreux, au cours des traitements thermiques" [NF 94]. La complexité des modifications géométriques et la richesse des paramètres en jeu sont telles que la compréhension des phénomènes physiques et de leur influence respective n'est pas toujours aisée. Il est également important de remarquer que le terme anglais "distortion" apparaît plusieurs fois. Contrairement aux apparences, sa traduction physique réfère au terme français de "déformation".

D'autre part, le terme de "process" est utilisé dans le sens de procédé de fabrication et lié à la production industrielle.

De plus, à de nombreuses reprises le terme de "traitement thermique" est utilisé. Il n'exclut pas d'intégrer dans sa définition une part de diffusion chimique (principalement de carbone). Il s'agit donc bien dans ce cas d'un traitement thermochimique, même si le terme de "traitement thermique" largement utilisé en milieu académique et industriel ne le suggère pas forcément. L'abréviation "TTH" sera également utilisée pour le désigner.

Chapitre 2

Etat de l'art

Ce chapitre est l'occasion de détailler le traitement thermique à travers divers aspects. Les phénomènes à l'origine des déformations géométriques qu'il engendre sont d'abord décrits. Puis, les solutions utilisées industriellement et scientifiquement pour les pallier sont présentées, en particulier sur les pièces à dentures :

- Comment lutter contre les déformations à travers des modifications de paramètres process ?*
- Comment prendre en compte les déformations au niveau de la gamme de fabrication dans son intégralité ? Comment parvenir à identifier les déformations et à les contrer ?*

Sommaire

2.1	Traitement Thermique et Phénomènes Associés	6
2.1.1	Définition et Principe	6
2.1.2	Procédé Industriel	7
2.1.3	Phénomènes Physiques Associés	8
2.2	Prévention Macroscopique des Déformations	14
2.2.1	Au Niveau du Matériau Brut	15
2.2.2	En Fabrication	15
2.2.3	Géométrie du Produit	20
2.2.4	Synthèse	21
2.3	Prévention des Déformations sur la Gamme Complète	21
2.3.1	Approche "Distortion Engineering"	21
2.3.2	Simulation Numérique	26
2.4	Modélisation et Identification des Déformations	27
2.4.1	Définition mathématique des porteurs de potentiel	27
2.4.2	Méthode de projection normale	28
2.4.3	Projection sur les vecteurs signatures	28
2.5	Conclusions	30

2.1 Traitement Thermique et Phénomènes Associés

2.1.1 Définition et Principe

Le traitement thermique est constitué d'une succession d'opérations au cours desquelles un produit ferreux solide est soumis en totalité ou partiellement à des cycles thermiques pour obtenir un changement de ses propriétés et/ou de sa structure d'après la norme NF EN 10052 [NF 94]. Cette action peut être effectuée en cours de fabrication, sur des ébauches et/ou sur des pièces finies. D'autre part, le traitement thermochimique est défini d'après la norme NF EN 10052 comme un traitement thermique effectué dans un milieu convenablement choisi pour obtenir une modification de la composition chimique du matériau de base, par échange avec ce milieu [NF 94]. Les éléments mis en jeu pour enrichir la couche superficielle du métal sont apportés par des milieux solides, liquides ou gazeux. L'opération de diffusion est suivie ou non, selon la nature des éléments apportés, d'un traitement thermique de durcissement par trempe provoquant la transformation austénite-martensite de la couche enrichie [CHC92].

Les traitements superficiels ont essentiellement pour objectif de durcir superficiellement le métal, ce qui améliore la résistance à l'usure et au frottement. Dans de très nombreux cas, les surfaces des organes de machines sont en effet soumises à des sollicitations mécaniques sévères, de natures diverses (frottement, usure, sollicitations en fatigue). Le but est également de produire un système de contraintes de compression favorables à la tenue des pièces en service, notamment pour celles qui sont sollicitées en fatigue. Enfin, le dernier objectif est d'avoir une structure résiliente et ductile au cœur des pièces, ce qui confère à l'ensemble une combinaison intéressante de propriétés, telles qu'une bonne résistance mécanique et une bonne ténacité [CHC92]. Dans l'industrie automobile, cémentation et carbonitruration complémentées par une trempe sont utilisées car elles permettent d'obtenir également des propriétés tribologiques et de résistance à la corrosion avantageuses [JLI03]. Ces process interviennent au sein de la gamme de fabrication des arbres de boîtes de vitesses Renault. Par abus de langage, le terme générique de "traitement thermique" sera utilisé largement dans cette étude, mais il inclura également les traitements thermochimiques de cémentation ou carbonitruration auxquels succède la trempe.

La cémentation est définie comme un traitement thermochimique durant lequel le produit ferreux est porté à l'état austénitique pour obtenir un enrichissement superficiel en carbone, d'après [NF 94]. La surface des pièces est mise en contact avec un milieu susceptible de fournir du carbone libre par une réaction chimique à haute température (généralement entre 900 et 1000 °C). Le méthane fait par exemple partie des gaz utilisés dans les atmosphères de cémentation. Il réagit à chaud à la surface de l'acier : $CH_4 \rightarrow C + 2H_2$. Le carbone ainsi libéré s'insère dans le réseau cubique à faces centrées du fer [CHC92].

Dans le cas de la carbonitruration, une diffusion d'azote est associée à celle du carbone. L'azote est issu de réactions chimiques à partir par exemple d'ammoniac présent dans l'atmosphère du four. L'azote accélère la diffusion du carbone [CHC92]. Ainsi, la

carbonituration des aciers mi-durs à 850°C progresse par exemple deux fois plus vite que la cémentation des mêmes aciers par le carbone seul. L'azote accentue également la différence de comportement au traitement thermique entre le cœur et la couche carbonitrurée dont la réaction aux transformations est équivalente à celle d'un acier plus fortement allié [CHC92].

Enfin, la trempe est une opération qui consiste à refroidir un produit ferreux plus rapidement qu'à l'air calme d'après la norme NF EN 10052 [NF 94]. La trempe donne lieu à une transformation générant une structure composée de martensite, de bainite ou d'un mélange de ces deux composants. Les transformations métallurgiques intervenant en traitement thermo-chimique sont détaillées ultérieurement dans ce manuscrit. Les principaux milieux de trempe utilisés sont l'huile, l'eau, le bain de sel et le gaz [CHC92].

2.1.2 Procédé Industriel

Lors de la fabrication de roues dentées, l'étape de traitement thermique permet d'améliorer les propriétés du matériau. Deux stratégies, illustrées sur la Figure 2.1, sont envisageables pour situer cette étape de traitement thermique :

- La première solution consiste à traiter thermiquement la pièce suite à l'ébauche denture et en amont de la finition denture. Dans ce cas les modifications géométriques éventuelles liées au traitement thermique sont corrigées par la nouvelle géométrie réalisée en finition, ce qui permet d'obtenir des pièces de bonne qualité géométrique. Néanmoins, les pièces à la sortie de l'étape de traitement thermique ont une plus grande dureté, ce qui impose des outils de finition de grande résistance. Par conséquent les coûts de production sont augmentés. D'autres inconvénients peuvent également apparaître. Ainsi, dans le cas par exemple de la rectification, des risques de brûlures sur les pièces existent, pouvant conduire à une fragilisation locale et à l'apparition de fissures [KKH08].
- Au contraire en situant le traitement thermique à l'issue de la finition denture, stratégie majoritaire au sein des lignes de production Renault, les coûts de production sont limités. En conséquence, l'état de denture finale a une forte dépendance vis-à-vis des phénomènes qui pourraient modifier sa géométrie durant le traitement thermique. Le choix entre ces deux solutions de fabrication dépend en grande partie du compromis coût/qualité du cahier des charges. Une solution légèrement différente pourrait consister à effectuer une trempe sous presse. De cette façon, les déformations sont contenues par les matrices au moment de la trempe mais les coûts de production sont augmentés.

Au niveau de l'industrie Renault et pour les arbres secondaires, des carbonitrurations profondes sont appliquées, voir Figure 2.2. Le traitement commence par un passage au four en quatre zones tempérées à différents paliers de température. Les quatre zones sont dans la même enceinte par conséquent l'atmosphère de traitement thermo-chimique est la même pour les quatre zones. La diffusion chimique a surtout lieu lorsque les pièces sont à plus hautes températures : majoritairement dans les troisième et quatrième zones. L'at-

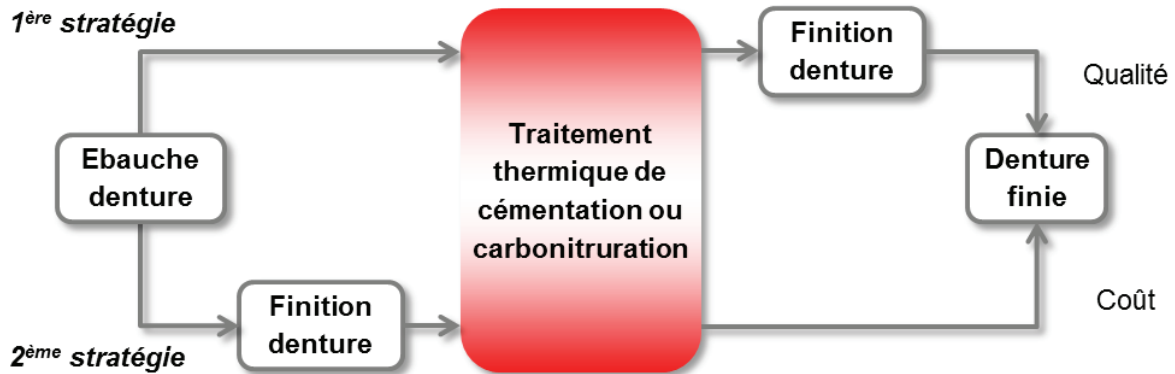


FIGURE 2.1 – Deux stratégies de positionnement du Traitement Thermique, favorisant le coût ou la qualité [Van08].

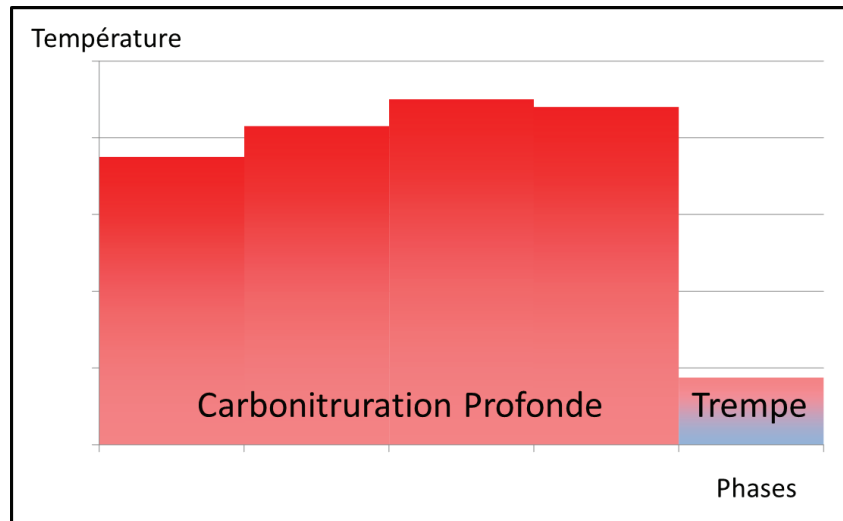


FIGURE 2.2 – Cycle industriel de traitement thermique. Les pièces passent dans 4 zones de températures différentes dans le four avant un passage en trempe (source Renault).

mosphère est composée notamment d'azote, de méthanol, de gaz naturel et d'ammoniac. Une trempe est enfin appliquée.

2.1.3 Phénomènes Physiques Associés

L'objet de cette partie est de répertorier l'ensemble des causes physiques qui contribuent à l'apparition de déformations, plus ou moins importantes, au traitement thermique.

Le gradient de Température

Les changements de température modifient les propriétés mécaniques des matériaux. La tenue d'un métal porté à une température supérieure à la température ambiante est

diminuée. Lors d'essais de traction à chaud, le module d'élasticité et la limite d'élasticité s'abaissent quand la température s'élève [Mur06]. Ainsi, les régions de la pièce à fortes contraintes résiduelles ont tendance à se déformer plastiquement en raison de cette baisse de limite élastique. La déformation plastique par soulagement de contraintes résiduelles peut par exemple engendrer une déformation significative impactant la circularité de bagues de roulement [SH09].

La baisse de limite élastique lors du chauffage de la pièce, peut être telle qu'elle engendre une faiblesse de la pièce. Cette dernière ne résiste alors plus à son propre poids et subit des déformations plastiques liées à la pesanteur. Ainsi, certaines pièces peuvent avoir tendance à fluer sous leur propre poids [CC99]. En plus du simple poids, le matériau peut accumuler des contraintes résiduelles en amont du traitement thermique, tout au long de sa gamme de fabrication. Les contraintes résiduelles sont des contraintes internes auto-équilibrées ou enfermées dans un matériau, sans que celui-ci ne subisse aucune contrainte ou force extérieure ni gradient thermique [Sin02]. Celles-ci peuvent être de tension ou de compression, en surface ou au cœur de la pièce. Dans la plupart des situations, les contraintes résiduelles de compression sont bénéfiques car les pièces subissent généralement en service des efforts de traction, dont l'effet est ainsi diminué par l'addition algébrique des contraintes résiduelles de compression [Sin02]. Néanmoins lorsque la pièce est soumise lors de sa fabrication à un traitement thermique, des déformations plastiques potentielles peuvent apparaître en raison d'un relâchement de contraintes résiduelles, comme décrit précédemment [Mur06]. Un équilibre permanent entre géométrie et contraintes résiduelles est établi. Si la limite élastique varie à cause par exemple de la température, alors un nouvel équilibre se crée, modifiant la géométrie. Cet état d'équilibre est perturbé en forgeage par l'écrasement de matière. En usinage, l'enlèvement de matière libère les résistances qui équilibraient les tensions internes [AB48].

Dans le cas où la pièce est suffisamment massive pour que des hétérogénéités significatives de température apparaissent durant le traitement thermique, d'autres phénomènes se produisent. Une interprétation qualitative est proposée en Figure 2.3 [NL87]. L'évolution des contraintes internes uniquement liées au gradient thermique y est illustrée. Il existe des différences de refroidissement entre le centre et la surface de la pièce donc les contraintes (ici suivant l'axe vertical) évoluent, voir en Figure 2.3 a et b. La répartition des contraintes aux temps t_1 et t_2 ainsi que les déformations relatives de la surface et du cœur de l'échantillon sont illustrées à travers les schémas respectifs des Figures 2.3 c et d. Dans un premier temps, la vitesse de refroidissement en surface est supérieure à celle du centre. Ce dernier reste dilaté au contraire de la surface qui réduit en longueur. En conséquence, des contraintes de traction apparaissent en surface qui peuvent provoquer une déformation plastique de celle-ci [NL87].

Ensuite, le centre refroidit et se contracte plus rapidement que la surface. Les contraintes internes diminuent donc puis s'inversent. En effet, à température ambiante la surface préalablement allongée est plus longue que le centre maintenant refroidi. Finalement, après refroidissement complet du matériau, des contraintes élastiques de traction à cœur et de compression en surface persistent. La géométrie de la pièce peut avoir été modifiée par

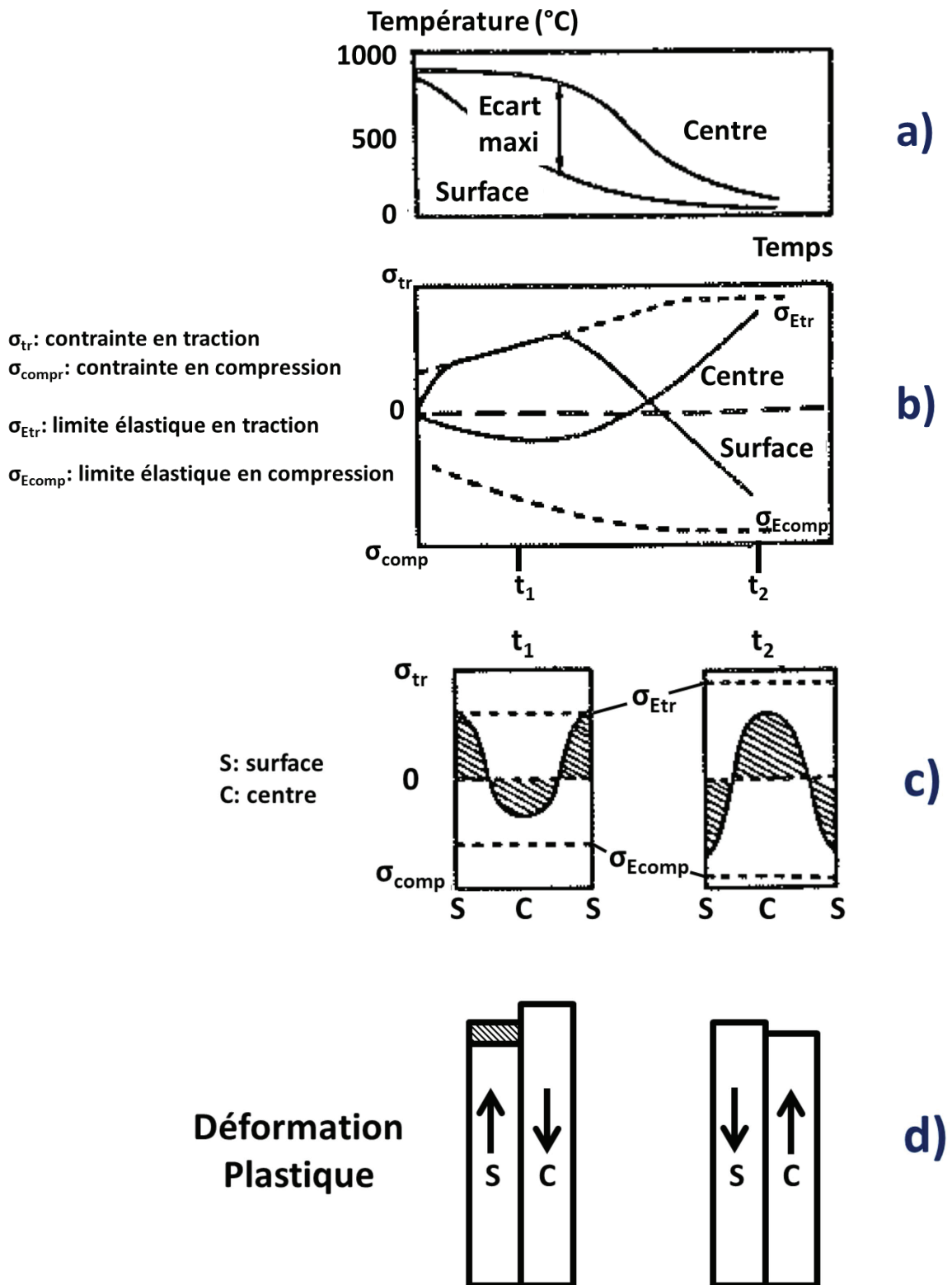


FIGURE 2.3 – Genèse des contraintes résiduelles d’origine thermiques lors de la trempe d’une pièce constituée d’un matériau sans transformation de phase d’après [NL87].

ce phénomène thermique apparaissant lors du traitement thermique [NL87].

Les Transformations de Phase

La figure 2.4 illustre le diagramme d'équilibre fer-carbone. Les domaines de solubilité à une phase du carbone sont désignés par α (ferrite) et γ (austénite). Durant le processus de traitement thermique, il y a chauffage de l'acier, depuis la température ambiante jusqu'à une température du domaine γ , suivi d'un maintien à cette température pendant un certain temps (en vue d'obtenir la formation d'austénite). En parallèle, le carbone présent dans l'atmosphère du four est mis en solution partielle ou totale dans cette austénite [CHC92].

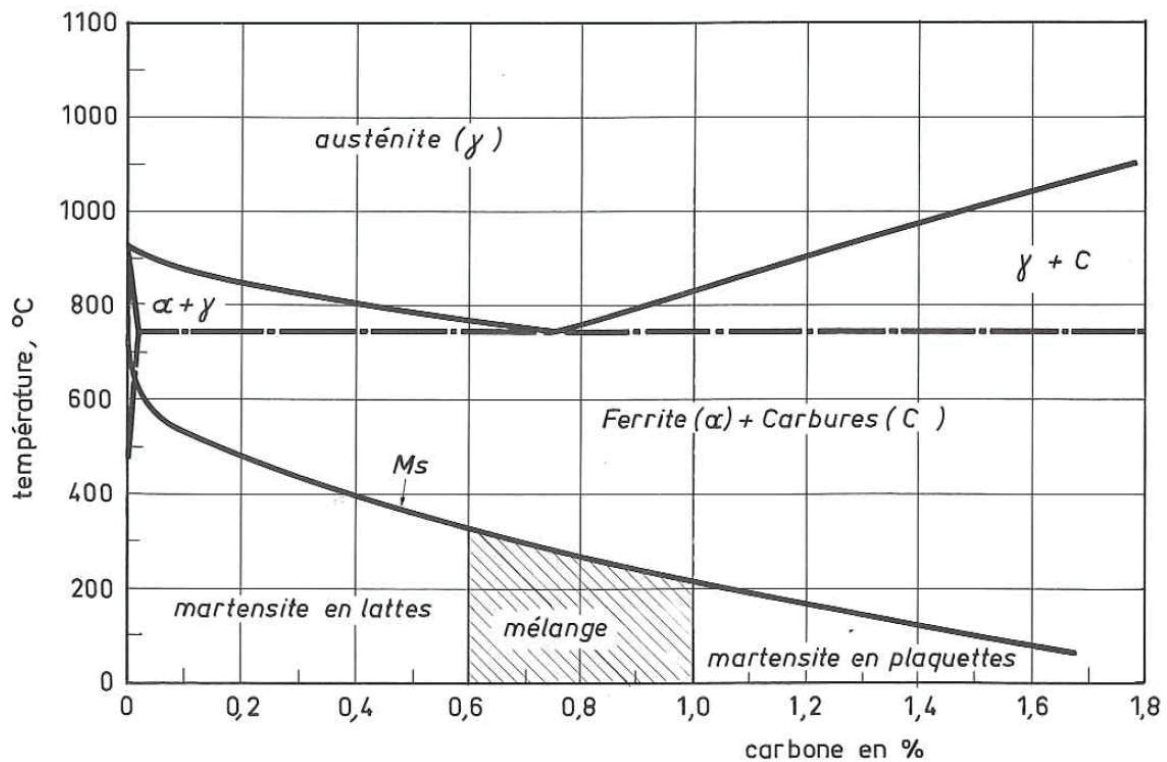


FIGURE 2.4 – Diagramme Fer-Carbone simplifié et domaine d'existence des deux formes de martensite en fonction de la teneur en carbone, [CHC92] d'après [MK67].

Lors de la trempe, la température de la pièce décroît rapidement. A partir de la température M_s , l'austénite se transforme en martensite. La vitesse de transformation est très rapide : le tiers de la vitesse du son. Elle progresse ensuite au cours du refroidissement, d'autant plus rapidement que le refroidissement est élevé. Cette transformation de l'austénite lors du refroidissement depuis la température d'austénisation jusqu'à température ambiante peut ne pas être totale. Il subsiste alors à température ambiante une quantité d'austénite non transformée et nommée "austénite résiduelle" [CHC92].

L'austénite a une structure cubique à faces centrées tandis que la martensite, de même composition, est cubique centrée. Comme le volume spécifique de l'austénite est environ 4% plus faible que celui de la martensite, cette transformation conduit à un changement de volume et/ou des contraintes internes [BD00]. La dureté élevée de la martensite est essentiellement liée à sa teneur en carbone. Elle s'explique aussi, mais dans une moindre mesure, par les formes particulières des structures en lattes (dans les aciers à bas carbone) voir Figure 2.4 [CHC92].

À cette déformation locale s'ajoute un effet global illustré en Figure 2.5. En effet, le refroidissement n'est pas homogène au sein du matériau, par conséquent les transformations de phase ne sont pas spatialement simultanées. L'exemple présenté en Figure 2.3 [NL87] peut être repris en y ajoutant cette fois les phénomènes de changement de phase. Jusqu'au temps t_1 , le comportement est identique au précédent exemple. Entre t_1 et t_2 , la surface se transforme en martensite avec augmentation de volume. Cela conduit à déformer plastiquement le cœur, encore austénitique et plus déformable que la martensite. Entre t_2 et t_3 , le cœur se transforme et augmente en volume, ce qui contraint finalement la surface. Cette illustration qualitative n'est pas suffisante pour prévoir la réalité des faits. En effet, la quantité de déformation plastique effectuée à chaque instant dépend également des caractéristiques mécaniques du métal [NL87].

La Plasticité de Transformation

La transformation de l'austénite en martensite est displacive : elle est caractérisée par une déformation instantanée de l'inclusion nouvellement formée. L'écart de déformation entre l'inclusion et son entourage donne naissance à une microplasticité ainsi qu'une augmentation des contraintes internes [DJP08]. En conséquence de ce dernier phénomène, un écoulement peut apparaître à contrainte plus faible que la limite élastique de l'austénite. Il s'agit du mécanisme de Greenwood et Johnson [GJ65]. La transformation martensitique est déclenchée soit par trempe, soit sous contrainte. Dans le second cas, la martensite est formée dans le plan le plus favorable en termes de contraintes dans chaque grain austénitique. Cette transformation microscopique peut conduire à des variations de volume macroscopiques. Il s'agit du phénomène Magee [Mag66].

Le pourcentage d'austénite non transformée à température ambiante est généralement très faible. C'est seulement dans le cadre des aciers à teneurs élevées en carbone et/ou en éléments d'alliage que ce pourcentage atteint des valeurs notables [CHC92]. Les aciers utilisés pour la fabrication des arbres secondaires n'entrent pas dans ce cadre. Par conséquent, les modifications du champ de contraintes résiduelles ainsi que les déformations géométriques découlant de l'effet de la plasticité de transformation sont considérés comme négligeables dans cette étude.

Influence Temporelle

A défaut d'être un phénomène physique, le temps apparaît comme un paramètre important, ayant des conséquences sur les transformations lors du traitement thermique. Il est observé que par exemple le minutage lors de la trempe a une influence sur les phénomènes mis en jeu [FLF05]. L'ordre des étapes d'usinage comme la durée de chacune

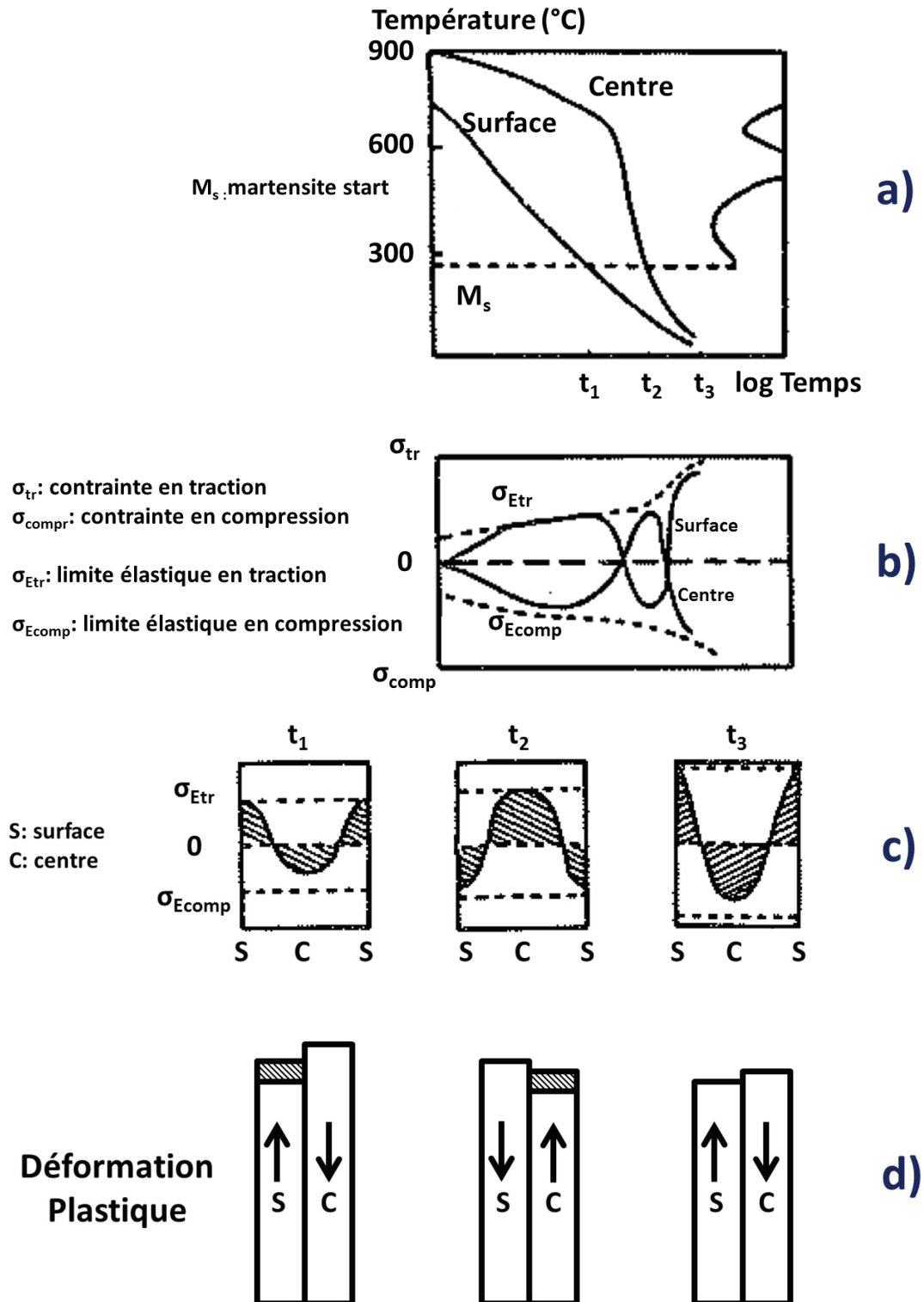


FIGURE 2.5 – Genèse des contraintes résiduelles d'origine thermique et de transformations de phase lors de la trempe d'une pièce constituée d'un matériau avec transformation de phase (ici transformation martensitique) d'après [NL87].

d'entre elles ou le temps d'attente entre chaque étape apparaît ainsi comme un paramètre influent. Néanmoins, les connaissances sur le sujet sont relativement limitées. Pourtant, l'expérience a déjà montré un phénomène de déformation lors du stockage de pièces finies sur un site Renault, sans cause apparente. Par conséquent, sans vraiment pouvoir pour l'instant expliquer clairement ce genre de phénomènes, le facteur temps est considéré tout au long des travaux qui suivent.

2.2 Prévention Macroscopique des Déformations

Afin de prévenir les déformations, de nombreuses études ont été menées. Ce paragraphe rappelle les facteurs influents sur les déformations au traitement thermique du point de vue technologique. Tout d'abord, le matériau et ses influences sont présentés. Dans un second temps, les influences du process sont abordées, avant les aspects géométriques. A travers ces trois facteurs, les déformations au traitement thermique sont liées à un nombre important de paramètres, évalués à plus de 200 sur une gamme de fabrication [CFK⁺09a]. La méthode de représentation d'Ishikawa (ou fish bone) est utilisée en Figure 2.6 [CC99] afin d'illustrer cette variété de paramètres. Enfin, une synthèse illustre les liens entre facteurs technologiques d'influence et phénomènes physiques.

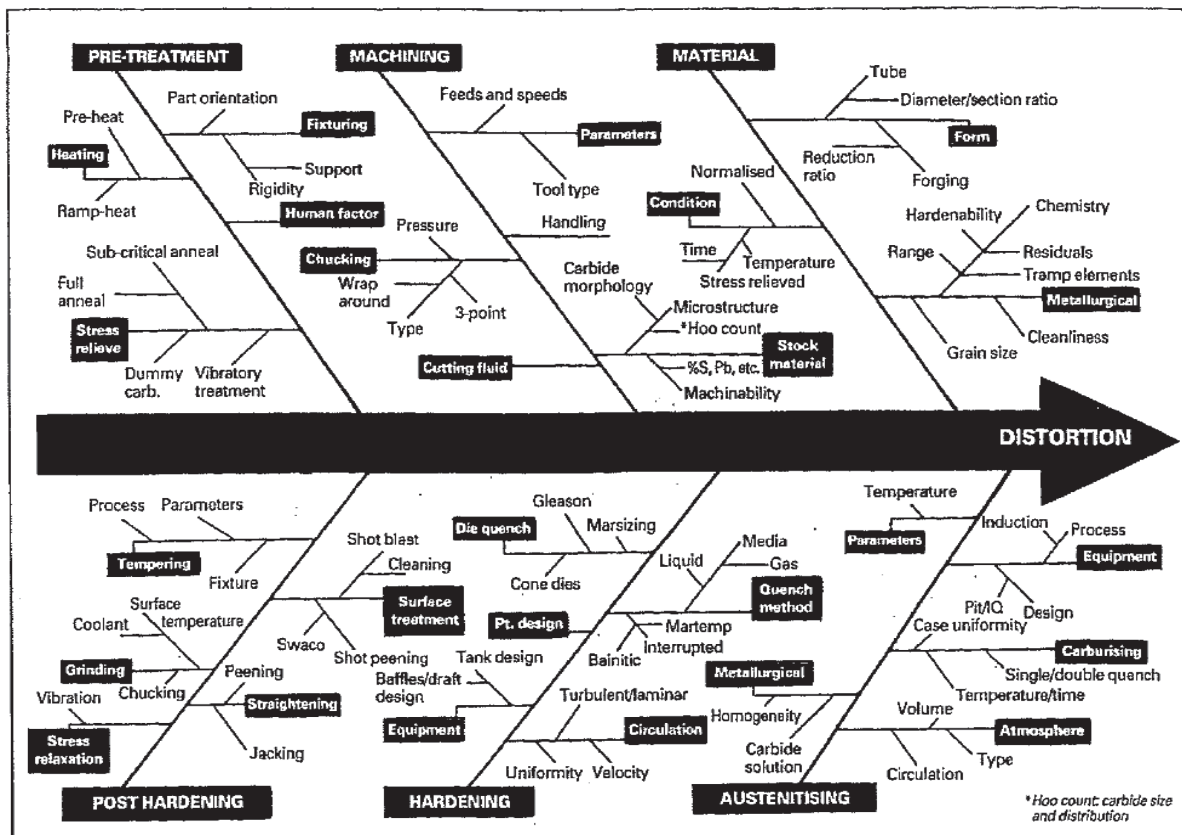


FIGURE 2.6 – Synthèse des principaux paramètres conduisant aux déformations au Traitement Thermique [CC99]

2.2.1 Au Niveau du Matériau Brut

A son arrivée en usine, le lopin d'acier possède une histoire métallurgique. Les process et les matériaux utilisés en aciérie lui confèrent des propriétés particulières. La composition chimique de l'acier, sa capacité thermique massique ainsi que sa conductivité thermique se révèlent être des paramètres importants dans l'anticipation des phénomènes intervenant lors du procédé d'endurcissement [GBZ01]. A travers une étude expérimentale sur des pièces de géométrie "croissant", il est constaté que la nuance d'acier utilisée est un facteur influent dans l'apparition de déformations après traitement thermique [Nic09]. Enfin, certains constructeurs automobiles allemands ont choisi d'adapter la composition métallurgique et le traitement thermique pour limiter les déformations engendrées. En contrepartie, ces choix stratégiques conduisent à une augmentation du coût matière et du coût du traitement thermique.

2.2.2 En Fabrication

Forgeage

Il est à noter que le forgeage se répand de plus en plus pour la fabrication des pignons, en particulier dans l'industrie automobile [CKK⁺04]. Au final de nombreuses différences apparaissent avec une fabrication par usinage, notamment au niveau de la fraction de martensite et de la dureté mais aussi concernant les déformations après traitement thermique. Ainsi les déformations du diamètre extérieur du pignon et de la largeur de dents après cémentation sont deux fois plus importantes pour une pièce forgée que pour une pièce usinée [CKK⁺04]. Enfin la méthode de forge, en particulier pour des pignons coniques de pont automobile, a une influence sur les hétérogénéités de distribution, de symétrie et de taille des grains. En limitant les hétérogénéités métallurgiques, les déformations après traitement thermique sont réduites [Sun92].

Usinage

L'usinage engendre des contraintes sur le matériau tout au long de la gamme de fabrication, que ce soit par serrage de la pièce et lors des opérations de coupe : la géométrie de l'outil, la fréquence d'affûtage, la vitesse de coupe, le type de lubrifiant utilisé [Mac07]. De nombreuses études mettent en exergue l'influence des contraintes résiduelles d'usinage dans l'apparition des déformations. Ainsi, en Figure 2.7 [BCK⁺82, Tön65] une profondeur de passe plus élevée conduit à de plus grands niveaux de contraintes de traction en surface et une plus grande pénétration des contraintes dans la profondeur de la pièce. Ce lien est expliqué par l'impact thermique causé par une plus grande profondeur de passe [BCK⁺82, Tön65].

Dans le cas de disques, l'influence conjuguée de la mise en forme du brut (en aciérie et forge) et de la stratégie d'usinage sur les modifications géométriques après traitement thermique est mise en exergue [CFK⁺09a]. En effet en fonction des profondeurs de passes au dessus et en dessous du disque, les distributions de fibrage et des ségrégations issus de

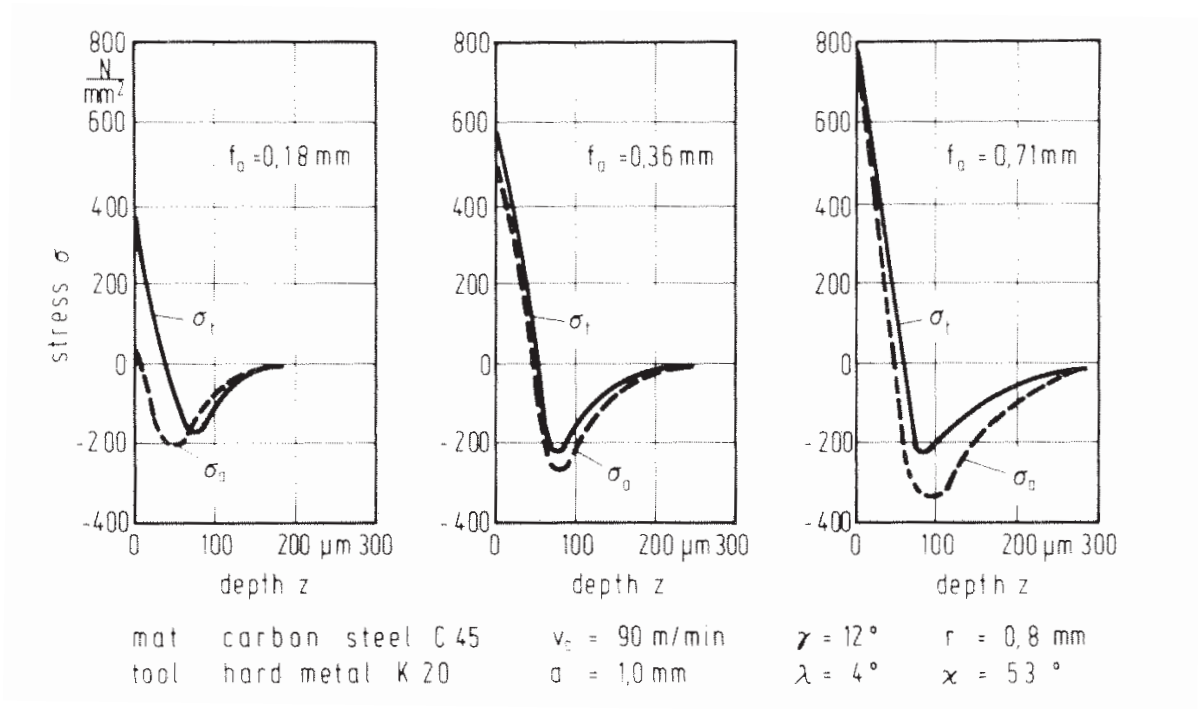


FIGURE 2.7 – Contraintes Résiduelles au Tournage pour différentes profondeurs de passe [BCK⁺82, Tön65].

la mise en forme sont différentes. Le comportement au traitement thermique est alors impacté [CFK⁺09a, KPRS11]. Dans le cas d'anneaux d'aciers, l'influence du serrage sur les déformations futures des anneaux est révélée [CSF⁺05]. Grâce à un dispositif de serrage répartissant les efforts de pression de façon plus homogène qu'un outillage classique, les contraintes résiduelles de serrage n'exercent plus d'influence significative sur la géométrie finale des anneaux.

Cet avis est cependant nuancé. Certes les contraintes résiduelles sont influentes sur la déformation globale de la pièce, mais cette influence est négligeable par rapport à l'influence du traitement thermique [ASJ⁺01]. Dans le même esprit et dans le cas de l'usinage des dents d'un arbre secondaire Renault, les variations de conditions de taillage et rasage n'a pas montré de changements significatifs sur les déformations finales [Van08].

Néanmoins, les contraintes résiduelles sont parfois classées en tête des facteurs déterminants [SKHZ06, SH09]. Dans ces deux études basées sur la simulation par éléments finis de l'effet des contraintes résiduelles lors du traitement thermique de bagues de roulements, les contraintes résiduelles sont au cœur des causes de déformations géométriques avec en l'occurrence une modification significative de la circularité des pièces étudiées [SH09].

Concernant l'usinage des dentures, le taillage exerce des efforts qui varient et dépendent des différentes phases d'entrée, de passage et de sortie de l'outil. Une hétéro-

généité spatiale des contraintes résiduelles en découle [Koh09]. Le rasage de la denture (explicité plus en détails dans le chapitre 4), est également influent sur ce paramètre. Ainsi, les niveaux de contraintes résiduelles s'élèvent avec l'augmentation de la vitesse et de l'avance au rasage [NRK87]. Les étapes d'usinage modifient donc la géométrie mais également les contraintes résiduelles au sein des pièces. Ces changements peuvent avoir une influence sur les déformations finales au traitement thermique.

Traitement Thermique

Cémentation et Carbonitruration Le traitement thermique est composé de deux étapes. La première consiste à amener la pièce à une température propice à la diffusion du carbone au sein du matériau. Les modifications de l'état thermique du matériau peuvent avoir plusieurs conséquences déjà évoquées et les paramètres de chauffe peuvent être considérés comme décisifs [Nic09]. Ainsi, des asymétries de chauffe peuvent conduire à des déformations [CC99], d'où l'importance de l'uniformité des températures dans le four [Sun92]. En conséquence, l'utilisation d'un four à convection au lieu d'un four à radiation permet par exemple de garantir une meilleure homogénéité du transfert thermique qui conduira à de plus faibles déformations [ASJ⁺01]. La figure 2.8 [ASJ⁺01] illustre cette idée en montrant qu'un four à convection permet de diminuer sensiblement le faux-rond des pignons étudiés tandis que les autres dimensions sont sensiblement comparables. Dans le cas où l'homogénéité du transfert thermique est faible, la position de la pièce dans le four est également à prendre en compte [Van08]. Une fois la pièce chauffée, la mise en position peut poser problème notamment en cas de manque de planéité de la plaque de chargement [Sun92]. La manipulation des pièces a également une influence [CFK⁺09a] car elle peut engendrer un changement de forme et l'apparition d'une ovalité dans le cas de bagues [CFK⁺09b].

Le phénomène de cémentation peut apporter des hétérogénéités à lui seul. En effet si la cémentation est hétérogène, elle conduira tout d'abord à une hétérogénéité des sites de dépôt de carbone donc à un changement de densité de la pièce et donc à des déformations [ACHZ06]. Un plan d'expériences a permis d'observer l'influence individuelle et conjuguée de différents paramètres de cémentation sur les modifications géométriques finales [BCHZ06]. La pièce test est un arbre étagé de diamètres respectifs 20 et 14 mm subissant une cémentation suivie d'une trempe gaz. Concernant les changements de diamètre pour la plus grande section, la profondeur de cémentation a une influence environ sept fois plus forte que les autres paramètres étudiés. Des résultats comparables ont été obtenus concernant le fléchage de l'arbre. La profondeur de diffusion de carbone fait en effet partie des paramètres les plus influents, pour les changements de volume [CFK⁺09b, TFAK00], mais également pour les changements de forme [ALHHW07, CSHZ09]. Cette influence est même considérée comme majeure par Acht [ACHZ06].

Trempe La trempe est une opération qui consiste à refroidir un produit ferreux plus rapidement qu'à l'air calme [NF 94]. L'objectif est d'effectuer un refroidissement rapide permettant la modification des propriétés métallurgiques du matériau. Dans le cas d'étude présent, le taux de refroidissement doit permettre l'apparition de martensite. Le fluide de

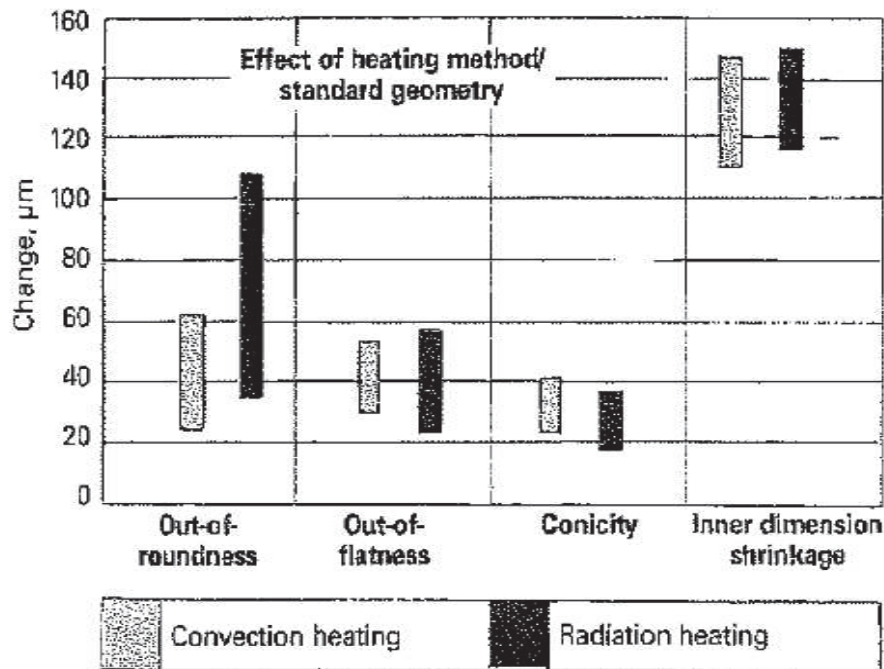


FIGURE 2.8 – Influence du type de chauffage sur les changements de forme et de dimensions (géométrie de pignon standard, chargement horizontal)[ASJ⁺01].

refroidissement est fondamental dans cette étape. En effet, il va conditionner par ses propriétés la vitesse du refroidissement de la pièce. Le premier choix s'articule donc autour du type de fluide qui sera utilisé. Dans la majeure partie des cas, de l'huile préchauffée est utilisée, mais des trempes à gaz (en général de l'azote) existent également.

Dans le cas de l'huile, plusieurs étapes peuvent être décrites durant la trempe, à voir en Figure 2.9a-b [Mac05] :

Étape A : Lorsque la pièce est immergée et à haute température, un **matelas de vapeur** se forme autour de la pièce en raison de l'ébullition instantanée. Le transfert thermique est très faible par rayonnement au travers de la vapeur et faible par conduction de la vapeur.

Étape B : Ensuite lorsque le matelas commence à disparaître, des bulles seules se forment. Il s'agit de l'**ébullition nucléée**. Le refroidissement est le plus rapide pour la pièce à cette étape. Le changement d'état du fluide de trempe en est la première raison. D'autre part, les bulles de vapeur une fois formées transfèrent rapidement la chaleur loin de la pièce tandis qu'un fluide de trempe "plus frais" arrive en contact avec la surface de la pièce.

Étape C : Une fois que la température en surface de pièce descend en dessous de la température d'ébullition du fluide de trempe, alors il y a **convection** entre le solide et le liquide. Cette phase est en général la plus longue et c'est également celle

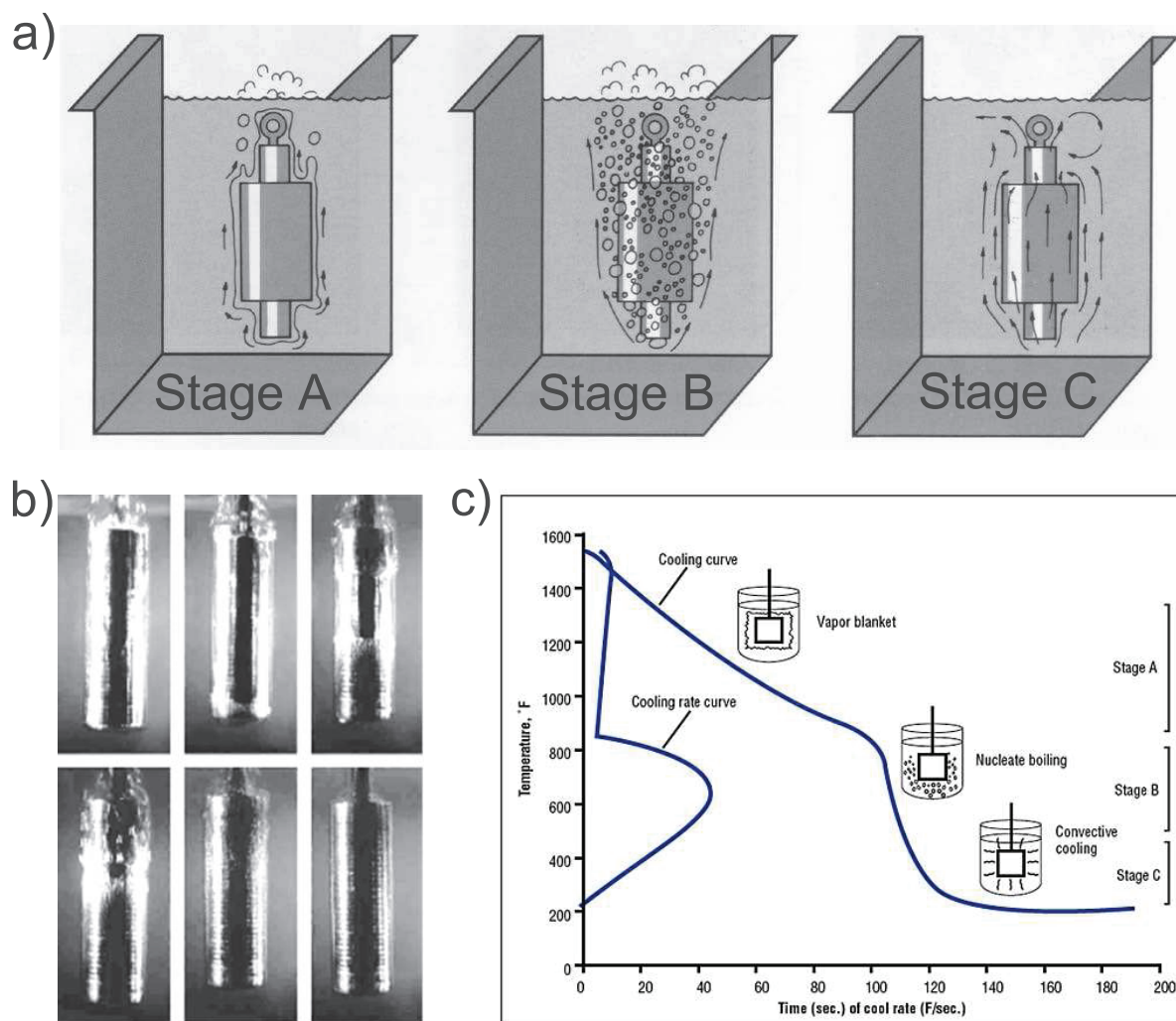


FIGURE 2.9 – a) Représentation schématique de la chronologie d’une trempe par immersion : Étape A (Matelas de Vapeur ou Caléfaction), Étape B (Ébullition nucléée), Étape C (Convection) [Mac05]. - b) Série de photographies illustrant les trois étapes de transfert thermique pendant la trempe, par huile de trempe classique [Mac05]. - c) Évolution de la température et du transfert thermique durant la trempe. L’étape B d’ébullition nucléée est celle durant laquelle les échanges thermiques pièce/liquide de trempe sont les plus forts (source en note de page).

où la plupart des déformations apparaissent [Mac05].

Le taux de refroidissement est donc fonction du type d’étape, voir Figure 2.9c¹, mais aussi des propriétés du fluide. Il agit sur les contraintes dues au gradient thermique et sur la température de transformation [CC99]. Il est donc compréhensible que les propriétés intrinsèques du fluide interviennent. En optimisant par exemple le choix de l’huile de trempe, des diminutions de 26% des défauts de circularité et de 10% ceux de planéité sur des roues dentées forgées sont obtenues [ASJ⁺01]. Afin de limiter encore les déformations, l’agitation du fluide doit être prise en compte. Plus elle est élevée, plus le transfert

1. Vacaero International Inc, www.vacaero.com

thermique sera élevé, notamment pour éviter la présence de plusieurs phases de refroidissement de l'huile au même moment en des endroits différents de la pièce. Cependant une trop grande agitation impliquera de plus grandes déformations [ASJ⁺01].

Une autre solution consiste à utiliser un gaz comme fluide de trempe. Plusieurs études montrent l'intérêt de ce choix afin de limiter les déformations [KPS⁺06, CSF⁺05]. L'avantage de la trempe à gaz est également la capacité d'orienter la direction et le débit des gaz, par réglage des buses de refroidissement. Dans les deux cas - huile et gaz - la température du fluide de trempe est influente [CC99, CFK⁺09b, Sun92]. Certaines plages de température semblent engendrer des déformations plus faibles [ASJ⁺01, Mac07]. Le système de manutention ainsi que la position sont également deux paramètres cités [SW04, CC99] car cette dernière conduit à des asymétries de refroidissement et donc à des déformations.

2.2.3 Géométrie du Produit

Ce dernier paragraphe concerne la géométrie des pièces. S'il est évoqué en dernier et après les différentes étapes de la gamme classées chronologiquement, son importance n'en est pas moindre. En effet, la variété des résultats obtenus lors des précédentes étapes peut être expliquée en partie par l'influence de la géométrie. Par exemple, une répartition hétérogène de masse implique un refroidissement hétérogène pendant la trempe et donc l'apparition de déformations [SW04].

Dans l'étude [FLHZ09], des bagues de roulements coniques sont traitées thermiquement. La distribution hétérogène de masse due à la forme conique engendre des contraintes thermiques élevées et inégales durant l'opération de trempe ce qui conduit à des déformations. Dans le cas des pignons, adapter la géométrie permet de réduire jusqu'à 60% des déformations [ASJ⁺01]. D'autre part, le rapport profondeur de cémentation / section de la pièce ajouté aux propriétés du matériau de base influence l'angle d'hélice des dents tandis que la valeur de la déformation dépend du module du pignon [ASJ⁺01].

Dans un paragraphe précédent ont été décrites les différentes étapes intervenant pour une trempe à l'huile. En associant à cette information le fait que la géométrie de la pièce conduit à des hétérogénéités de transferts thermiques, il est possible d'observer des pièces présentant plusieurs phases au même instant. Ainsi la figure 2.10a montre la possibilité d'obtenir un fin matelas de vapeur en pied de dent tandis qu'une ébullition nucléée est présente en flanc et en tête de dent [Mac05]. Les transferts thermiques sont par conséquent variables et la répartition hétérogène des températures en est la conséquence.

Les phénomènes liés à la géométrie dans le cadre du traitement thermique sont synthétisés en Figure 2.10b [AEHZ06]. Ainsi la géométrie de la pièce influe dans un premier temps sur les transferts thermiques extérieur / surface de la pièce, quelle que soit leur nature, puis à l'intérieur de la pièce. La géométrie a également une influence lors du transfert de matériaux (carbone et azote au moment du traitement thermo-chimique). Dans ce cas, l'auteur souligne que lors de la cémentation, les parties saillantes récoltent par exemple plus de carbone que les parties plus creuses. Enfin, les propriétés mécaniques

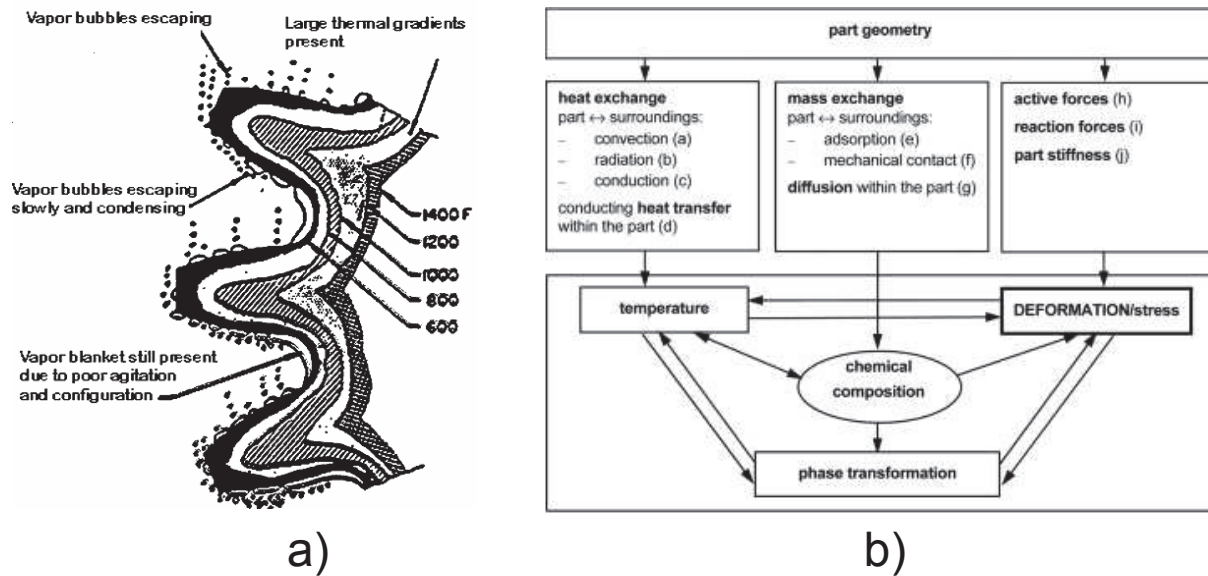


FIGURE 2.10 – a) La denture subit une trempe non-uniforme. Elle est le fruit d’une agitation du fluide inadaptée à la géométrie de la pièce [Mac05]. - b) Influence de la géométrie sur les déformations au traitement thermique [AEHZ06].

sont fonction de cette même géométrie. Finalement, ces trois sous-causes conduisent à des déformations, via une influence directe ou indirecte sur la température, la composition chimique et les transformations de phase.

2.2.4 Synthèse

Le tableau 2.1 permet de synthétiser le lien entre phénomènes physiques et facteurs technologiques influents. Il s’appuie sur les résultats précédemment cités. D’autre part dans le cas d’étude, la plasticité de transformation n’est pas évaluée comme influente. Par conséquent ce phénomène physique n’est pas cité dans le tableau de synthèse.

2.3 Prévention des Déformations sur la Gamme Complète

2.3.1 Approche "Distortion Engineering"

Principe

L’étude bibliographique montre à travers l’observation des phénomènes physiques et les facteurs d’influence que les déformations au traitement thermique ne sont pas liées uniquement au traitement thermique. En effet, la dérive d’un paramètre matériau, géométrique, process en aciérie ou usinage peut révéler des effets ultérieurs, lors du passage au traitement thermique. Les déformations au traitement thermique peuvent donc être vues comme la conséquence ou le révélateur de la gamme de fabrication en amont, de

Facteurs	Phénomènes Physiques conduisant aux déformations		
	Gradient de Température	Transformations de phase	Influence Temporelle
Matériau Brut	Caractéristiques mécaniques	Composition chimique	
Fabrication Forgeage	Contraintes Résiduelles	Taille de grains, Hétérogénéités	
Usinage	Contraintes Résiduelles		
Traitement Thermique	Cycle thermique, Homogénéité de température	Atmosphère du four, Cycle thermique	Timing du cycle thermique Vitesse de refroidissement (propr. du fluide, agitation, etc.)
Géométrie	Transferts de chaleur	Transferts de chaleur Propriétés de la surface (forme, rugosité) pour diffusion du carbone	

TABLE 2.1 – Tableau de synthèse des liens entre facteurs technologiques et phénomènes physiques conduisant aux déformations.

l'aciérie à l'entrée dans le four. Ce phénomène est également corroboré par les différents retours d'expérience métiers. Afin de prendre en compte cet aspect, des méthodes sont proposées dans la littérature scientifique.

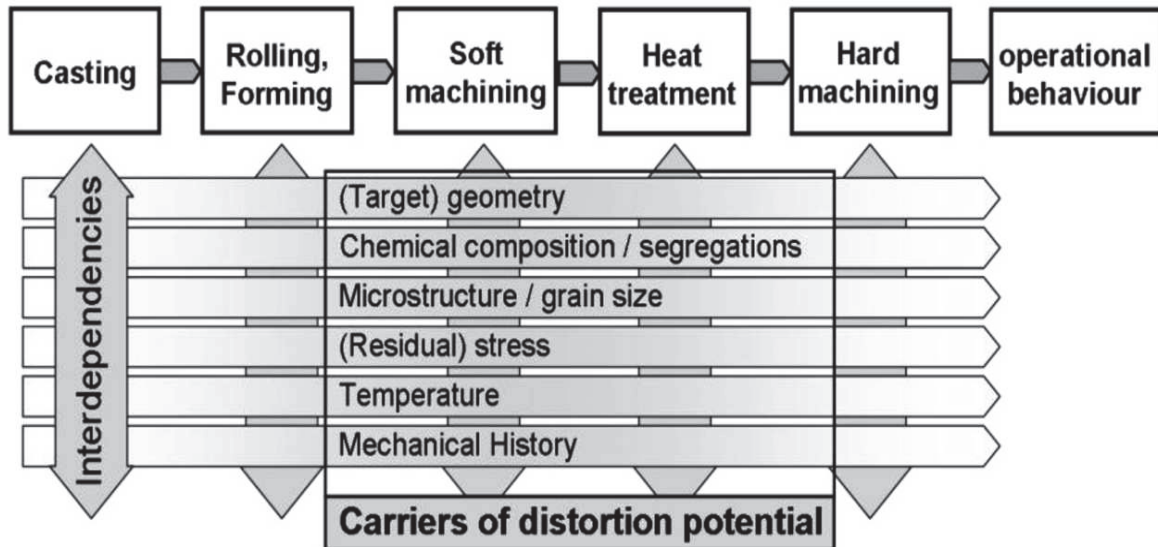


FIGURE 2.11 – Gamme de fabrication et porteurs de potentiel de déformation associés pour un composant industriel typique de transmission [Zoc09].

Le Centre de Recherche Collaborative 570 "Distortion Engineering" (Ingénierie de la Déformation) de l'Université de Brême, a défini le terme de "potentiel de déformation" permettant de décrire ce phénomène. Le potentiel de déformation peut être décrit suivant ces différentes caractéristiques :

- présent dans la pièce dès l'élaboration du matériau en aciérie,
- évolution (augmentation, diminution) tout au long de la gamme de forge, d'usinage,
- finalement libéré en traitement thermique, conduisant ainsi aux différentes déformations [HKLM02].

Ce potentiel peut être relié physiquement à différents paramètres physiques : les porteurs de potentiel illustrés en Figure 2.11 : géométrie, composition chimique et ségrégations, micro-structure et taille de grains, contraintes résiduelles, température, histoire mécanique.

Plus généralement, ce concept de potentiel de déformation s'inscrit dans une méthodologie "Distortion Engineering" plus globale et adaptable à d'autres matériaux, voir en Figure 2.12. La gamme entière de fabrication est prise en compte et la méthode se décline en trois niveaux :

Premier Niveau Identifier les paramètres et variables influençant les déformations à chaque étape de fabrication, grâce par exemple aux plans d'expériences.

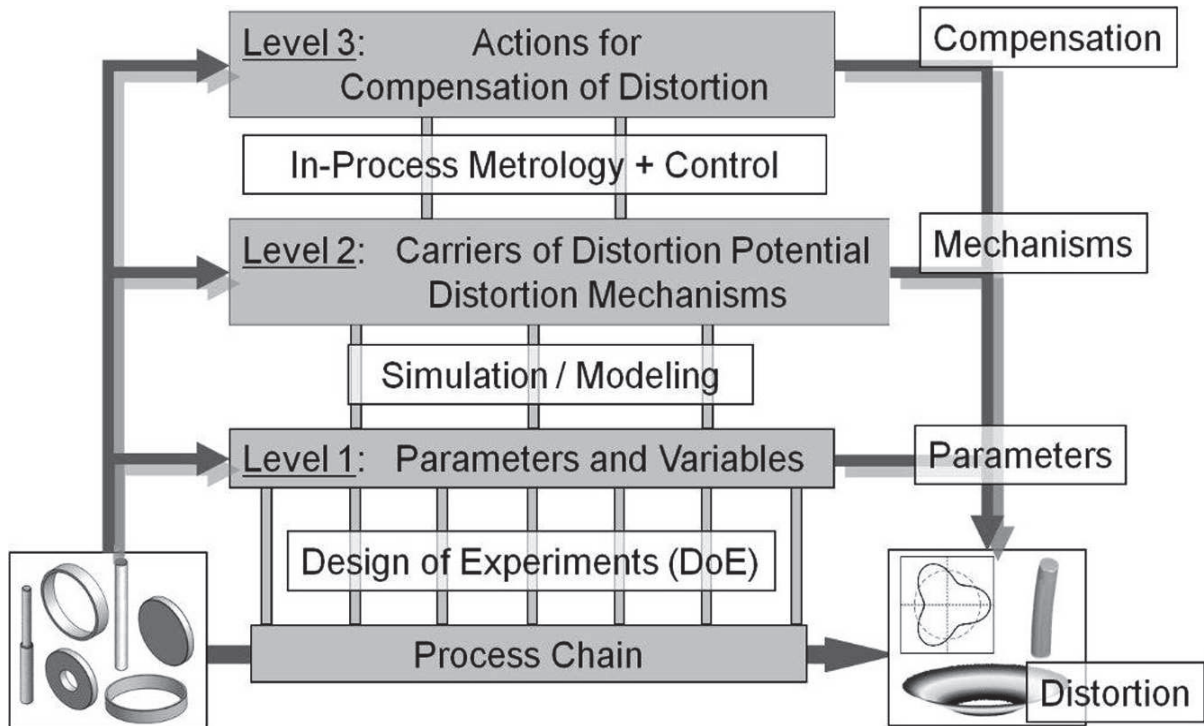


FIGURE 2.12 – Méthodologie "Distortion Engineering" [Zoc12].

Deuxième Niveau Comprendre les mécanismes de déformations : le concept de potentiel et de porteur de potentiel précédemment décrits. La modélisation et la simulation sont des outils adaptés à cette étape.

Troisième Niveau Utiliser le concept de "potentiel de compensation". A partir des connaissances issues du deuxième niveau, inverser le signe des potentiels de déformation pour qu'ils compensent les déformations. A ce niveau, une mesure in-process et les techniques de contrôle ont un rôle fondamental [Zoc12].

Application

Dans cette partie et pour le cas de pièces de géométrie simple deux solutions sont présentées en application de la méthodologie "Distortion Engineering" présentée précédemment. Dans les deux cas, les bagues de roulement sont étudiées. Elles présentent l'avantage d'avoir une géométrie axi-symétrique (donc facilement modélisable) et elles sont aisément mesurables.

Tout d'abord, l'étape de tournage est analysée. En effet, il est observé que les mors de bridage de l'anneau ont tendance à déformer la bague. En prenant l'exemple de trois mors appliquant des efforts à l'intérieur de la bague, alors la forme intérieure déformée en "trilobe" est transférée à l'extérieur. En conséquence, le tournage sur pièce déformée conduira, lors du débridage et du relâchement élastique, à une géométrie non circulaire.

D'autre part, l'hétérogénéité d'un tel usinage en termes de profondeur de passe mènera à des variations de contraintes résiduelles pouvant conduire à des déformations au traitement thermique, en particulier pour des pièces à voile mince. Utiliser des moyens de bridages extérieurs et intérieurs causant les mêmes déformations élastiques permet de limiter les effets cumulés de l'usinage extérieur et intérieur [BSG07].

Une autre solution est de corriger en temps réel les déformations apparaissant au traitement thermique. En appliquant une trempe gaz dont le débit des tuyères est réglé en fonction des résultats de mesures en temps réel, le défaut de circularité peut être réduit de moitié, voir en Figure 2.13. Certaines connaissances concernant la géométrie initiale et les propriétés de pièce doivent néanmoins être remplies pour permettre de telles corrections [ZL12].

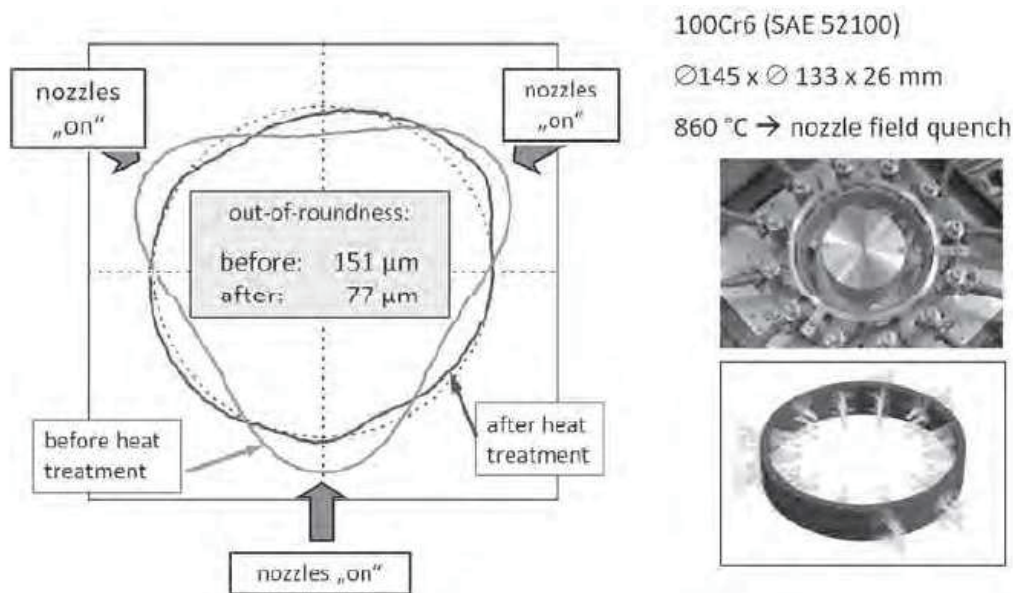


FIGURE 2.13 – En adaptant les débits de gaz en fonction des tuyères lors de la trempe, les déformations sont compensées [ZL12].

D'autre part concernant le cas des pignons, les principaux résultats obtenus par le CRC 570 "Distortion Engineering" sont les suivants :

- Changements de taille et de forme : influence du *dishing* de la *jante* sur les dentures (*dishing* : déformation d'un disque vers une géométrie type "soucoupe", *jante* : cylindre dans lequel est généré la denture),
- Mécanismes et porteurs de potentiel : effets des anisotropies de micro-structure sur les déformations. Intérêt d'un matériau à grande homogénéité de micro-structure pour limiter les déformations,
- Mesures in-process et compensation des déformations : un moyen est de répartir le fibrage de manière « symétrique » afin de pouvoir minimiser les déformations. En effet, les déformations sont liées à la distribution du fibrage au sein de la pièce

[Ren11]. Limiter le gradient de température au sein de la pièce pendant le traitement thermique permet également de limiter la déformation [ZL12].

2.3.2 Simulation Numérique

Les moyens numériques sont très prometteurs concernant la simulation de procédés de fabrication, notamment concernant le forgeage et l'usinage. Le traitement thermique (chauffage, carbo-nitruration, trempe) présente des difficultés particulières en raison des interactions entre pièce "solide" d'une part et milieu environnant "fluide". Néanmoins il est possible d'obtenir des orientations en termes de déformations ou de phénomènes. Il est par contre plus compliqué d'accéder à des données quantitatives donnant un degré de confiance satisfaisant.

Grâce à la simulation numérique, le vieillissement de l'huile peut par exemple être étudié. Ainsi avec le temps et l'usage, l'huile de trempe se dégrade, conduisant à augmenter son coefficient de transfert thermique. La modélisation est effectuée avec Fluent™(ANSYS) concernant le comportement de l'huile autour des arbres sur lesquels les pignons ne sont pas modélisés en détail, voir en Figure 2.14a [MLF08]. L'ensemble du lot d'arbres (16 pièces x 3 étages) est considéré et les différences de propriétés (vitesse, température,...) d'huile en fonction des pièces sont prises en compte. Des valeurs de flèches allant jusqu'à $50\mu m$ ainsi que la présence de faux-rond (voir Annexe E) sont constatées sur les arbres, mais cette valeur est variable en fonction des huiles (en particulier de leur courbe de transfert thermique, fondamentale dans ce type d'études) et de la température en surface de la pièce. Les contraintes résiduelles sont évaluées au sein de l'arbre et enfin il est observé qu'un refroidissement plus uniforme conduit à des transformations plus uniformes car la formation de la vapeur est plus limitée [FM12].

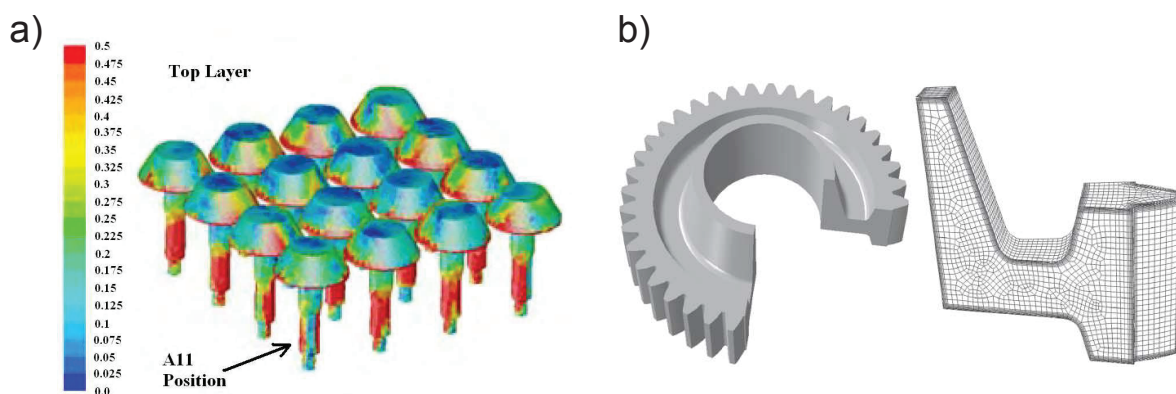


FIGURE 2.14 – a) Profils de vitesses d'huile prédits par simulation de mécanique des fluides [MLF08]. b) Modèle numérique de pignon et modèle éléments finis d'une dent [LFF12].

Dans un deuxième exemple, l'utilisation couplée de Dante™ et Abaqus™ (ABAQUS, Inc.) permet la modélisation d'une dent extraite d'un pignon de 40 dents en 18NiCrMo7 maillée en 30000 éléments hexaédriques, voir Figure 2.14b [LFF12]. La dent subit un

chauffage puis une carbo-nitruration à 927°C et enfin une trempe huile à 70°C. La plasticité de transformation est prise en compte et les coefficients de transferts thermiques utilisés sont issus de la base de données de DanteTM. Après calcul, la prédiction des phases métallurgiques donne une bonne corrélation avec l'expérimental. Aucune déformation en "dishing" ou d'ovalisation n'est observée, en revanche une déformation radiale est présente. L'étude ne permet pas encore d'observer les déformations d'un point de vue macroscopique sur la denture (écart de pas, faux-rond) ni sur les critères locaux (direction d'hélice, de profil, bombés, etc) [LFF12].

Les simulations de traitement thermique prenant en compte le comportement du fluide de trempe et son couplage avec le comportement "solide" de la pièce se développent fortement. L'industrie exige des intervalles de tolérances géométriques de plus en plus faibles et fait appel à la simulation pour augmenter la maîtrise de ces process [LFF12]. Les corrélations avec l'expérimental montrent que les simulations sont de plus en plus convaincantes. L'impact en particulier de la circulation du fluide et de son agitation sur les propriétés des pièces après trempe est prédominant, d'où le besoin de prendre en compte l'aspect « mécanique des fluides » dans la simulation. Concernant les pignons, les déformations peuvent être simulées d'un point de vue général. En revanche, à l'échelle inférieure des critères dentures, l'exploitabilité des résultats n'est pas encore atteinte. Cette limite est liée principalement au nombre d'éléments des modélisations par éléments finis. Une autre difficulté est due aux contraintes résiduelles. Non seulement leur évaluation expérimentale est difficile mais en plus les incertitudes de mesures sont importantes [BN13].

2.4 Modélisation et Identification des Déformations

2.4.1 Définition mathématique des porteurs de potentiel

En partant du concept de porteurs de potentiel de déformation évoluant à chaque étape de la gamme de fabrication, il est nécessaire de traduire mathématiquement les données physiques (géométrie, composition chimique, microstructure, contrainte résiduelle, température) afin de permettre leur manipulation. Ainsi par discrétisation de la pièce en un nombre fini N de points, un ensemble de valeurs physiques peuvent être attribuées pour chacun des ces points. Ces indicateurs représentés mathématiquement par des matrices seront définis à un instant donné afin de prendre en compte le facteur temps.

Ainsi, chaque étape de la gamme impliquera des modifications sur ces porteurs, pouvant être représentés par une matrice de passage.

A partir des N points issus de la discrétisation de la pièce, sont définis :

- G_{k-1} : état géométrique de la pièce avant l'étape de fabrication U_k aux N points considérés.
- G_k : état géométrique de la pièce après l'étape de fabrication U_k aux N points considérés.
- D_k : différence d'état géométrique de la pièce après l'étape de fabrication U_k aux N points considérés.

Les matrices géométriques avant traitement thermique / après traitement thermique ont été comparées et les vecteurs déformations en découlent pour chaque point sur le principe : base du vecteur = position avant traitement / pointe du vecteur = position après traitement, ce qui donne la matrice de vecteurs déformations $D_k = G_k - G_{k-1}$, la démarche étant illustrée en Figure 2.15 [Nic09].

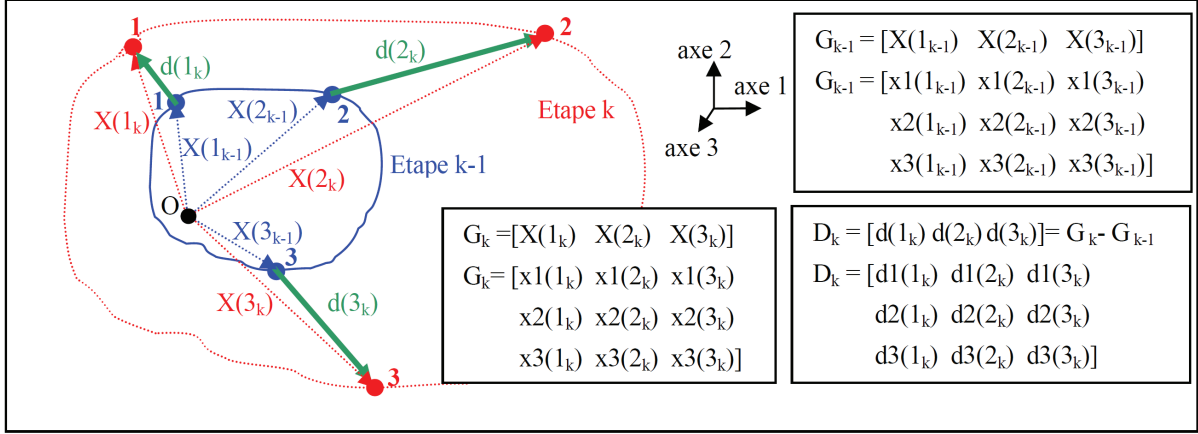


FIGURE 2.15 – Discretisation en trois points dans le cas d'un exemple simple. La pièce est discrétisée aux étapes k et $k - 1$ correspondant respectivement aux géométries G_{k-1} et G_k . La matrice de géométrie G_k est construite avec les coordonnées des vecteurs $X(\vec{1}_k)$, $X(\vec{2}_k)$, $X(\vec{3}_k)$. $\vec{D}_{(k)}$ est défini comme le vecteur déformation entre k et $k - 1$ [Nic09].

2.4.2 Méthode de projection normale

Dans ce cas précis de la méthode de projection normale développée [Cai91, Bau06, Nic09], les N points de discrétisation doivent être en surface de la pièce. Ainsi, les vecteurs déformation sont projetés sur la normale à la "facette" définie en surface de pièce en condition "avant traitement thermique", ce qui donne finalement un vecteur \vec{V}_k où chaque composante $V_{(ik)}$ avec $1 \leq d \leq N$ correspond à la projection du vecteur local déformation $d(\vec{i}_k)$ sur la normale à la facette au point considéré, suivant le principe illustré en Figure 2.16. Cette méthode est liée à la métrologie 3D. Dans ce cadre, l'hypothèse est émise qu'au voisinage du point de mesure, la surface est plane. En conséquence, $\vec{V}_{(ik)}$ est considéré comme étant l'écart sur la pièce. La projection sur la tangente à la surface est considérée comme issue des erreurs de la machine à mesurer (asservissement) [Bau06, Nic09].

2.4.3 Projection sur les vecteurs signatures

Par la suite, la littérature [Cai91, Bau06, Nic09] définit une méthode permettant d'identifier le vecteur déformation \vec{V}_k à l'étape k . Dans le cas de N points définis sur la surface de la pièce, l'approche suivante est utilisée :

- L'hypothèse des petits déplacements est faite afin de permettre une linéarisation des rotations. Cette linéarisation est nécessaire afin d'appliquer ensuite un calcul

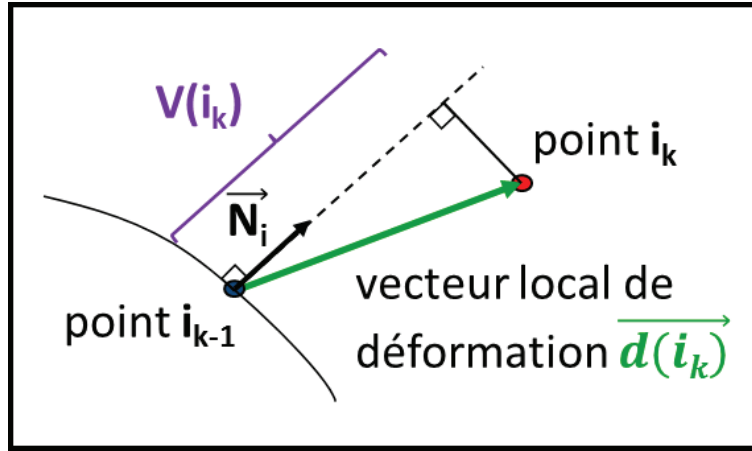


FIGURE 2.16 – Méthode Normale : $V(i_k)$ est la projection du vecteur local déformation $d(i_k)$ sur la normale \vec{N}_i à la surface locale. La projection sur la tangente à la surface est considérée comme une erreur d’asservissement dans le cadre de la métrologie 3D.

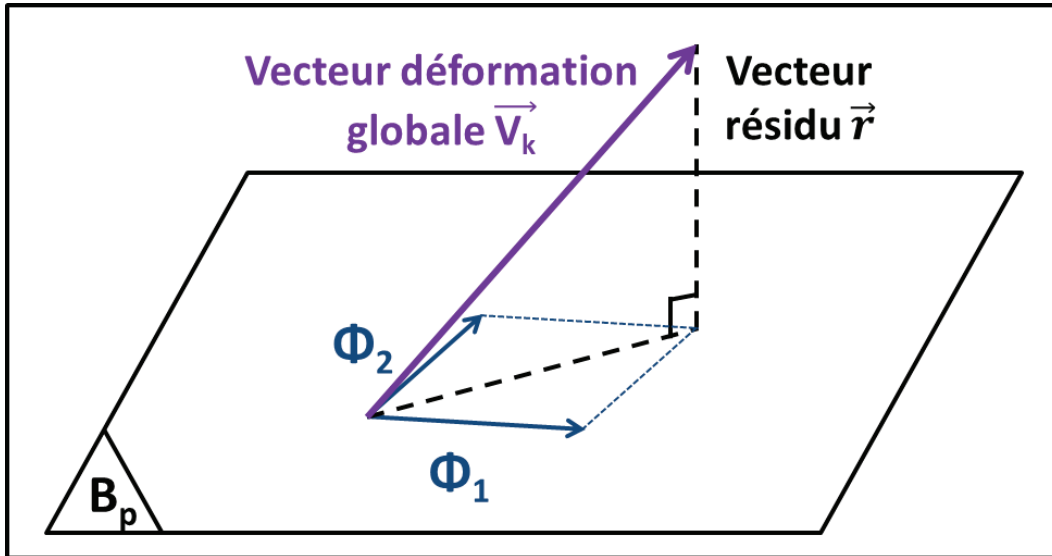


FIGURE 2.17 – Projections Φ_1 et Φ_2 du vecteur global déformation \vec{V}_k sur la base des vecteurs de déformations standards [Cai91, Nic09]. L’hyperplan B_p et le résidu \vec{r} sont orthogonaux.

vectoriel. Ainsi, p phénomènes physiques \vec{A}_j sont définis avec $1 \leq j \leq p$ dans la base des N vecteurs précédemment décrite. Les phénomènes physiques sont supposés avoir des effets linéaires, par conséquent la théorie des espaces vectoriels peut être appliquée. L’indépendance des phénomènes est également supposée ; deux phénomènes n’ont pas le même effet sur la géométrie. Ainsi, une base de p vecteurs peut être définie.

- L’objectif est de réaliser une optimisation du vecteur déformation \vec{V}_k dans la base des vecteurs \vec{A}_j . En d’autres termes, il s’agit donc de déterminer

$$\|\vec{r}\| = \min_{x_j \in \mathbf{R}^p} \left\| \left(\sum_{j=1}^p \vec{A}_j \cdot x_j \right) - \vec{V}_k \right\|$$

où \vec{r} est le vecteur résidu.

- La projection orthogonale du vecteur déformation globale \vec{V}_k sur l'hyperplan construit par les p vecteurs signatures de déformations \vec{A}_j est la représentation géométrique de la minimisation précédemment décrite, illustrée en Figure 2.17. Mathématiquement, une base orthonormale B_p peut être construite grâce par exemple à la méthode de Gram-Schmidt. Pour cela, les phénomènes physiques doivent être indépendants afin de permettre cette orthonormalisation.
- Ensuite, la projection du vecteur global déformation \vec{V}_k sur la base orthonormale donnera p coordonnées qui seront transposées sur la base initiale par changement de base.

Par cette méthode de projection, il est possible d'identifier les déformations d'une pièce sur une base de déformations préalablement définie. L'ensemble de la démarche présentée dans ce paragraphe utilise comme donnée d'entrée le vecteur \vec{V}_k qui traduit la déformation globale de la pièce à partir d'une discrétisation en N points. La démarche est donc universelle mais par contre la construction du vecteur \vec{V}_k peut varier. Dans le paragraphe précédent, la définition de \vec{V}_k consiste en une projection sur la normale à la surface et elle est intimement liée à la métrologie 3D.

2.5 Conclusions

Dans ce chapitre, le traitement thermique a été présenté à travers ses aspects physiques et technologiques. Les déformations qu'il induit sont liées à la combinaison de plusieurs phénomènes : gradient thermique (incluant le relâchement de contraintes résiduelles), transformations de phase et plasticité de transformation. D'un point de vue macroscopique, la lutte contre les déformations s'appuie sur des choix de matériaux, de géométries et de paramètres process. Ces capitalisations empiriques sont néanmoins limitées à des applications et des pièces particulières. Les simulations numériques trouvent également leurs limites dans des applications propres et dans la difficulté de prise en compte des nombreux facteurs entrant en jeu (conditions aux limites et autres données d'entrées). En parallèle de ces études émane l'idée que les déformations apparaissant au traitement thermique sont certes liées à ce dernier mais également à l'ensemble de la gamme de fabrication en amont. La notion de potentiel de déformation est alors formulée, générant une approche sur l'ensemble de la gamme de fabrication : "Distortion Engineering". A partir de cette approche globale et des retours d'expériences "métier" sont apparus plusieurs questionnements auxquels ce travail de recherche propose des réponses :

- Comment identifier les déformations au fur et à mesure de leur évolution au sein de la gamme de fabrication ?
- Comment à partir des déformations observées identifier leur cause au sein de la gamme de fabrication ?

Chapitre 3

Identification des déformations et de leurs causes

L'état de l'art a montré les limites des réponses existantes vis-à-vis des verrous scientifiques et techniques soulevés. Ce chapitre synthétise les réponses proposées pour répondre à ces verrous. Pour chaque verrou, le besoin lié à celui-ci, la méthode proposée puis une illustration de cette dernière sont présentées.

Sommaire

3.1	Démarche Adoptée	32
3.2	Identification des déformations géométriques	33
3.2.1	Définition du Besoin	33
3.2.2	Méthode Proposée	33
3.2.3	Exemple d'application	34
3.2.4	Analyse d'incertitudes	37
3.2.5	Conclusion	39
3.3	Identification des causes sur une gamme de fabrication	39
3.3.1	Définition du besoin	39
3.3.2	Méthode Proposée	39
3.4	Influence du porteur en fin de gamme d'usinage	41
3.4.1	Définition du Besoin	41
3.4.2	Méthode Proposée	42
3.4.3	Application	43
3.5	Influence du porteur lié à chaque étape du process	43
3.5.1	Définition du Besoin	43
3.5.2	Méthode Proposée	44
3.5.3	Application	44
3.6	Conclusions	45

3.1 Démarche Adoptée

Au regard du besoin émis par l'entreprise partenaire et des verrous scientifiques soulevés dans le chapitre précédent, la démarche illustrée en Figure 3.1 a été suivie. L'état de l'art et notamment les concepts de "potentiel de déformation" et de "porteurs de potentiel" [HKLM02] précédemment décrits ont particulièrement retenu l'attention. En effet, les études sur le sujet [Nic09, Van08] tout comme les retours d'expériences industriels mettent en exergue l'impact sur les déformations au traitement thermique de la gamme de fabrication avant traitement thermique ou gamme *pièce blanche* (par opposition, les pièces après traitement thermique sont nommées *pièces noires* en raison de leur surface assombrie par le carbone). Ainsi, comme vu dans le chapitre précédent, la déformation après traitement thermique est le résultat d'un potentiel stocké et modifié favorablement ou défavorablement tout au long de la gamme de fabrication [HKLM02, BS09]. Le traitement thermique peut donc finalement être vu comme un révélateur de la gamme de fabrication en amont.

La démarche adoptée au travers de ces travaux de recherche est représentée en Figure 3.1. En premier lieu, le besoin industriel motivant ce projet est lié aux déformations géométriques apparaissant sur les dentures de boîtes de vitesses. Par conséquent, l'approche géométrique est un élément clé de cette étude. C'est à travers le "porteur de potentiel géométrie" que les deux premiers verrous scientifiques sont exprimés :

Verrou V1 : Identification de déformations géométriques Comment identifier les déformations géométriques apparaissant lors d'une étape de fabrication ?

Verrou V2 : Identification des causes sur une gamme de fabrication Comment identifier les causes de ces déformations au sein d'une gamme de fabrication ?

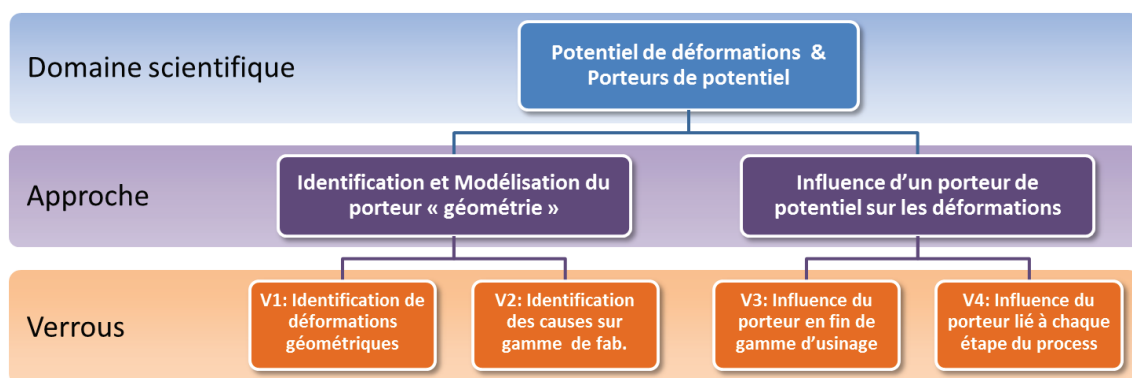


FIGURE 3.1 – Démarche adoptée : du domaine aux verrous scientifiques en passant par deux approches ; identification géométrique et influence d'un porteur de potentiel sur les déformations.

Tandis que la première approche se focalise sur les conséquences des phénomènes liés au traitement thermique, la deuxième approche se concentre sur les causes des déformations. L'objectif est d'évaluer l'influence d'un porteur de potentiel sur les déformations au traitement thermique à travers les deux derniers verrous de l'étude :

Verrou V3 : Influence du porteur en fin de gamme d’usinage Comment évaluer l’influence d’un facteur physique avant traitement thermique sur les déformations après traitement thermique ?

Verrou V4 : Influence du porteur lié à chaque étape du process Comment évaluer l’influence d’un facteur physique lié à une étape de fabrication sur les déformations au traitement thermique ?

Les prochains paragraphes auront pour objectif de présenter respectivement les solutions proposées afin de répondre à ces questions posées. Les verrous V1 et V2 sont abordés d’un point de vue modélisation tandis que les verrous 3 et 4 d’un point de vue expérimental.

3.2 Identification des déformations géométriques sur une étape de fabrication

3.2.1 Définition du Besoin

Dans le cas présent, l’étude porte sur une gamme complète. Certains points en surface de pièce sont amenés à disparaître lors d’étapes de fabrication par enlèvement de matière par exemple. En raisonnant de manière inverse, en voulant remonter à la position d’un point en surface plus en amont dans la gamme, alors celui-ci peut se situer à l’intérieur de la pièce. Par conséquent, la méthode présentée dans l’état de l’art [Nic09] n’est plus applicable. En effet, il n’y a pas physiquement de sens à attribuer une surface locale à un point intérieur à la pièce, il est donc impossible d’effectuer une projection sur la normale à la surface locale. L’objet de cette partie est donc de proposer une solution permettant pour une étape unique de fabrication (avec ou sans enlèvement de matière) d’identifier les déformations pour des points issus d’une discrétisation en surface ou dans le volume de la pièce : verrou V1 en Figure 3.1.

3.2.2 Méthode Proposée

Tout d’abord, la méthode présentée dans la littérature [Nic09] consiste à projeter les vecteurs locaux de déformations $d(\vec{i}_k)$ correspondant à la déformation du point i avec $1 \leq i \leq N$ entre l’instant $k - 1$ et l’instant k sur la normale à la surface de la pièce. Cette projection est intimement liée à la métrologie 3D. En effet dans ce cadre, le palpeur aborde la surface de manière normale et traduit l’information de mesure suivant la direction normale.

Dans le cas de l’étude présente, la projection proposée est dénommée *IBFP* pour *Initial Basis Full Projection*. Les vecteurs locaux de déformations ponctuels $d(\vec{i}_k)$ sont projetés sur la base orthonormale initiale $(\vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$, voir Figure 3.2. L’un des premiers avantages de cette projection est de ne perdre aucune donnée lors de cette projection car la projection orthogonale est bijective. Suite à cette projection orthogonale, l’ensemble $V1(i_k), V2(i_k), V3(i_k)$ des projections respectives de chaque vecteur $d(\vec{i}_k)$ avec $1 \leq i \leq N$

sur les axes $(\vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$ de la base initiale est collecté. Enfin, les données $d1(i_k)$, $d2(i_k)$, $d3(i_k)$ pour $1 \leq i \leq N$ sont concaténées pour créer le vecteur \vec{V}_k .

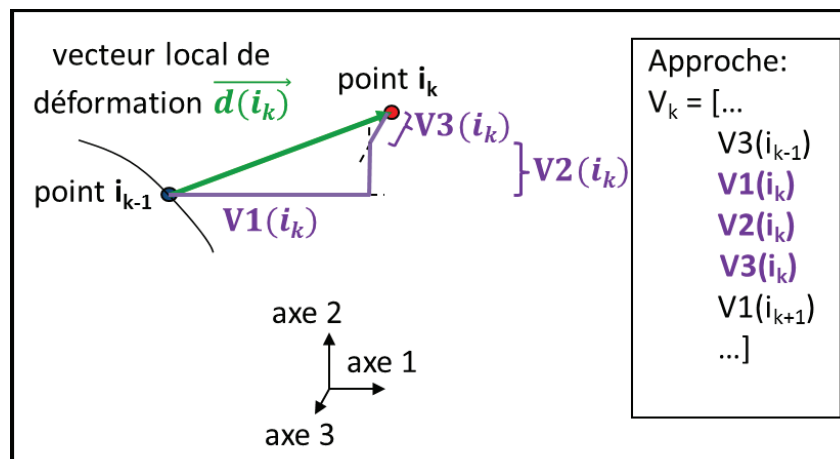


FIGURE 3.2 – Description de la méthode de projection sur la base initiale *IBFP* dans le cas d'un point. Le vecteur local de déformations ponctuel $d(\vec{i}_k)$ est projeté sur la base initiale. Les coordonnées sur les 3 axes ainsi obtenues sont concaténées pour former le vecteur global de déformation \vec{V}_k .

La suite de la démarche utilise une méthode [Cai91, Bau06, Nic09] permettant d'identifier le vecteur déformation \vec{V}_k à l'étape k et décrite dans le chapitre précédent. Cette méthode est applicable uniquement dans le cas de phénomènes physiques indépendants, afin de permettre l'orthonormalisation. Elle s'applique de manière similaire dans le cas d'un vecteur global de déformation obtenu par projection sur les vecteurs normaux à la surface et dans le cas d'une projection sur la base initiale *IBFP*.

3.2.3 Exemple d'application

Protocole :

L'objectif de l'essai est d'illustrer la méthode d'identification : *IBFP*, *Initial Basis Full Projection* à travers un cas simplifié. Afin de s'affranchir des problèmes de répétabilité liés à des essais expérimentaux, une application numérique est mise en œuvre. La géométrie de pièce est présentée en Figure 3.3. Inspirée de la géométrie d'un arbre à dentures, elle est constituée d'un corps cylindrique sur lequel plusieurs dents simplifiées sont générées. La géométrie n'a pas de réel lien avec une pièce industrielle mais cet exemple a uniquement pour but de valider les méthodes sur une pièce de la même famille géométrique.

Le protocole de simulation se déroule suivant les différentes étapes ci-dessous :

- Création de la géométrie de pièce, voir Figure 3.3 b.
- Discrétisation de la pièce et application de capteurs solidaires du volume de la pièce représentant les N points discrétisés, voir Figure 3.3 a. Dans notre exemple 2258 capteurs sont utilisés. Ils sont répartis à la fois dans le volume et à la surface de

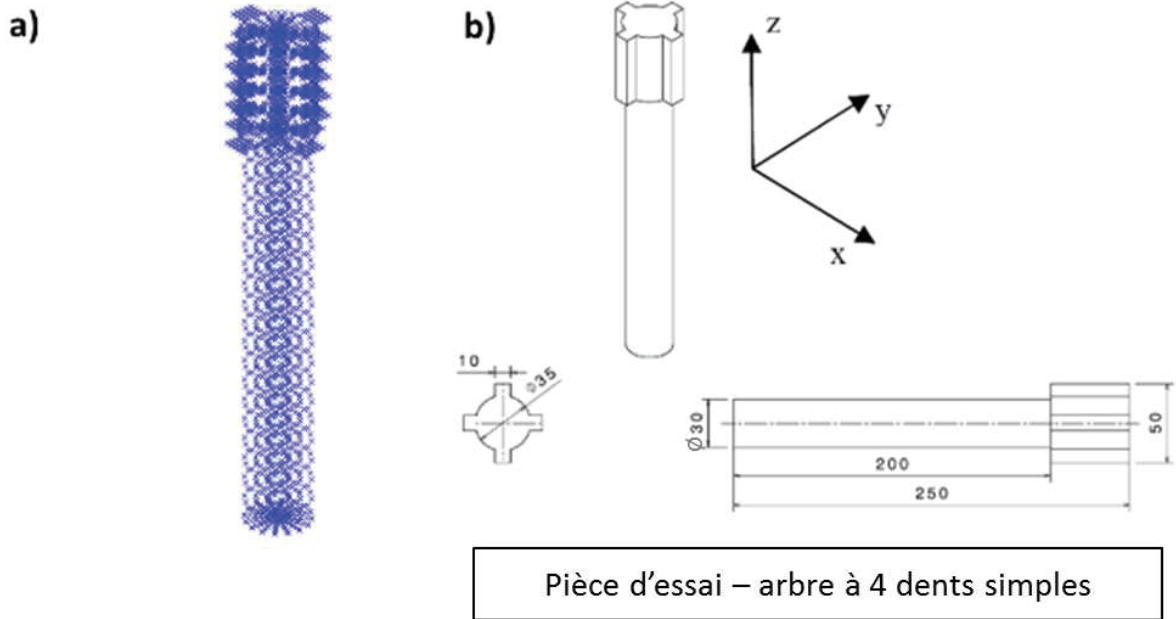


FIGURE 3.3 – Description de la pièce test. **a)** Illustration de l'arbre épaulé, 2258 capteurs sont attachés au volume. **b)** Arbre épaulé utilisé pour les essais de longueur 250mm composé d'un corps cylindrique de diamètre 35 mm et de 4 dents.

la pièce. La discrétisation est effectuée sur plusieurs milliers de points, ce qui correspond à un compromis satisfaisant en termes de limitation du temps de calcul et de la taille du résidu de l'identification. D'autre part, les points sont répartis manuellement mais en visant une distribution homogène des pièces afin de favoriser la qualité de l'identification [Bau06]. Une répartition non uniforme risquerait de créer une pondération sur la zone où cette densité de points est localement plus importante [Nic09].

- Construction de la matrice G_0 représentant la géométrie initiale (au temps "0") et collectant les 3 coordonnées de chacun des N points, selon la méthode précédemment décrite :

$$G_0 = \begin{pmatrix} x1(1_0) & x1(2_0) & x1(3_0) & \cdots & x1(N_0) \\ x2(1_0) & x2(2_0) & x2(3_0) & \cdots & x2(N_0) \\ x3(1_0) & x3(2_0) & x3(3_0) & \cdots & x3(N_0) \end{pmatrix}$$

- Application de 6 petits déplacements : 3 translations $T_{\vec{x}}, T_{\vec{y}}, T_{\vec{z}}$ et 3 rotations $R_{\vec{x}}, R_{\vec{y}}, R_{\vec{z}}$ suivant les axes de la base initiale ($\vec{x}, \vec{y}, \vec{z}$) et 2 petites déformations élémentaires pures (dilatation radiale $D_{\vec{x},\vec{y}}$ et une elongation $E_{\vec{z}}$ suivant l'axe \vec{z}). Les déplacements et déformations choisis ont pour intérêt de correspondre à des comportements et défauts connus. Ainsi les deux déformations ici présentées peuvent par exemple traduire un gonflement de l'arbre en raison d'une augmentation de température.
- Exportation des positions finales après déplacements et déformations. La matrice

de position finale G_1 est construite sur le même principe que G_0 .

- Par différence entre G_1 et G_0 , la matrice de déformation D de format $(3,N)$ est calculée. Elle collecte les vecteurs de déformations locales $\vec{d}(i_k)$ pour $1 \leq i \leq N$.
- L'étape finale consiste à appliquer la projection *IBFP* puis d'identifier les phénomènes à l'aide du programme développé sous MatLab [©] pour cette méthode.

Résultats :

Les résultats d'identifications sont présentés dans le tableau 3.1 et donnent des amplitudes d'identification quasiment similaires aux valeurs appliquées à la pièce. De manière générale, la faible norme du résidu par rapport à celle du vecteur déformations \vec{V}_k est un témoin de la qualité de l'identification. La plus grande différence observée est sur la translation suivant \vec{z} avec une différence entre valeur réelle et valeur identifiée d'ordre de grandeur de 10^{-6} mm, soit environ 0,002%. Une explication de cette erreur est l'interaction entre la translation $T_{\vec{z}}$ et la dilatation $E_{\vec{z}}$. Celle-ci présente d'ailleurs la deuxième erreur d'identification, avec environ $1,18 \cdot 10^{-8}$ mm. La dépendance entre ces deux déformations sur le même axe peut expliquer ces erreurs d'identification. En effet, une dilatation suivant l'axe \vec{z} peut être vue localement comme une translation suivant l'axe \vec{z} . L'étude sur la propagation d'incertitudes présentée ultérieurement confirme ce lien. Il est à noter que les valeurs présentées pour la "Différence Absolue" sont faibles et n'ont pas de réelle signification physique vu leur ordre de grandeur très faible. Si elles sont présentées ainsi, c'est uniquement pour illustrer leur faible amplitude.

Transformations	Noms	Unité	Amplitudes Appliquées	Amplitudes Identifiées	Différence Absolue
Translation en \vec{x}	$T_{\vec{x}}$	mm	$3,50 \cdot 10^{-2}$	$3,50 \cdot 10^{-2}$	$4,02 \cdot 10^{-16}$
Translation en \vec{y}	$T_{\vec{y}}$	mm	$-1,20 \cdot 10^{-1}$	$-1,20 \cdot 10^{-1}$	$2,08 \cdot 10^{-16}$
Translation en \vec{z}	$T_{\vec{z}}$	mm	$6,70 \cdot 10^{-2}$	$6,70 \cdot 10^{-2}$	$1,47 \cdot 10^{-6}$
Rotation en \vec{x}	$R_{\vec{x}}$	degrés	$7,30 \cdot 10^{-3}$	$7,30 \cdot 10^{-3}$	$1,97 \cdot 10^{-11}$
Rotation en \vec{y}	$R_{\vec{y}}$	degrés	$-4,90 \cdot 10^{-3}$	$-4,90 \cdot 10^{-3}$	$5,97 \cdot 10^{-12}$
Rotation en \vec{z}	$R_{\vec{z}}$	degrés	$1,30 \cdot 10^{-3}$	$1,30 \cdot 10^{-3}$	$1,12 \cdot 10^{-13}$
Dilatation radiale	$D_{\vec{x},\vec{y}}$	%	$5,30 \cdot 10^{-3}$	$5,30 \cdot 10^{-3}$	$6,14 \cdot 10^{-9}$
Allongement axial d'axe \vec{z}	$E_{\vec{z}}$	%	$2,50 \cdot 10^{-3}$	$2,50 \cdot 10^{-3}$	$1,18 \cdot 10^{-8}$
Autres données	Unité	Valeurs			
Norme du résidu	mm	$1,23 \cdot 10^{-6}$			
Norme d' $\vec{\varepsilon}$	mm	9,36			

TABLE 3.1 – Résultats de l'identification par projection *IBFP* de la matrice déformations et différences algébriques avec les amplitudes appliquées.

3.2.4 Analyse d'incertitudes

Approche proposée

Comme l'identification génère des résidus, cette partie revient plus en détails sur le comportement du modèle d'identification concernant la propagation d'incertitudes [HBB⁺12]. Deux objectifs sont identifiés :

- Évaluer la stabilité du modèle confronté à des incertitudes,
- Obtenir des données permettant d'étudier la dépendance entre les transformations standards préalablement définies.

Tout d'abord, 6 déplacements purs et 2 déformations pures sont appliqués (de même amplitude qu'en Table 3.1). La pièce à géométrie simplifiée reste identique et inclut 2258 points. Elle est présentée en Figure 3.3. Puis, des erreurs aléatoires sont ajoutées à chaque point de la discrétisation G_{k-1} avant transformation et G_k après transformation. Dans notre cas, une "incertitude" inférieure ou égale à $1\mu m$ a été choisie, cet ordre de grandeur correspondant à la métrologie tridimensionnelle. En d'autres termes, un nombre aléatoire (issu d'une distribution uniforme) compris entre $-0,5\mu m$ et $+0,5\mu m$ a été additionné à chaque coordonnée de G_{k-1} et de G_k . Ensuite, la matrice de déformation $D_k = G_k - G_{k-1}$ a été identifiée par le modèle. Les amplitudes des transformations et les résidus sont ainsi collectés. Pour chaque condition, cette opération a été répétée 10000 fois, avec à chaque fois un tirage d'erreur aléatoire, sur le principe des méthodes de Monte-Carlo [MU49, Gri09].

Résultats

Les valeurs obtenues pour 6 déplacements, 2 déformations et plusieurs combinaisons entre elles sont présentées dans le Tableau 3.2. Tout d'abord, les déplacements et les déformations ont été appliqués séparément et individuellement afin d'observer la dispersion uniquement liée à un phénomène. La première condition est l'identité, nommée "Id" dans la première colonne. Cet essai montre que l'identification tolère des incertitudes car les écarts-types obtenus σ sont très faibles. De plus, le résidu moyen est également faible avec $4,1.10^{-6}$ mm. Les faibles valeurs de résidu et d'écarts-types peuvent être observés lorsque les transformations sont appliquées individuellement. Par conséquent, l'identification est relativement stable et la propagation d'incertitudes faible.

Ensuite, l'évaluation de dépendance entre phénomènes est possible en observant les cas où plusieurs transformations sont appliquées simultanément. Pour une transformation donnée, en comparant les écarts-types obtenus avec et sans autres transformations, la différence traduit une possible dépendance. L'ordre de grandeur des écarts-types doit également être pris en compte car les valeurs peuvent être liées à un bruit numérique lié aux arrondis de calcul. Les translations suivant \vec{x} et \vec{y} donnent des écarts-types respectifs très faibles, que les translations soient appliquées individuellement ou simultanément. Les axes \vec{x} et \vec{y} sont orthogonaux donc les deux translations respectives suivant \vec{x} et \vec{y} sont indépendantes. De même, le cumul des transformations $D_r - T_{\vec{x}} - T_{\vec{y}}$ montre également une indépendance entre ces transformations. En effet, l'ajout par exemple de dilatation

Transformations	Écarts-Types (mm)						Résidus Moyens (mm)
	$\sigma T_{\bar{x}}$	$\sigma T_{\bar{y}}$	$\sigma T_{\bar{z}}$	$\sigma R_{\bar{z}}$	σD_r	$\sigma E_{\bar{z}}$	
Id	$7, 3.10^{-26}$	$9, 8.10^{-27}$	$3, 3.10^{-9}$	$1, 0.10^{-42}$	$8, 3.10^{-45}$	$4, 2.10^{-11}$	$4, 1.10^{-6}$
$T_{\bar{x}}$	$3, 7.10^{-15}$						$4, 1.10^{-6}$
$T_{\bar{y}}$		$1, 5.10^{-14}$					$4, 0.10^{-6}$
$T_{\bar{z}}$			$2, 6.10^{-9}$			$3, 3.10^{-11}$	$3, 1.10^{-6}$
$R_{\bar{z}}$				$1, 1.10^{-6}$			$3, 1.10^{-6}$
D_r					$1, 1.10^{-15}$		$3, 1.10^{-6}$
$E_{\bar{z}}$			$1, 4.10^{-9}$			$3, 3.10^{-11}$	$3, 1.10^{-6}$
$T_{\bar{x}}, T_{\bar{y}}$	$1, 0.10^{-12}$	$9, 2.10^{-13}$					$3, 7.10^{-6}$
$R_{\bar{z}}, T_{\bar{x}}, T_{\bar{y}}$	$9, 3.10^{-13}$	$9, 2.10^{-13}$		$3, 3.10^{-9}$			$4, 0.10^{-6}$
$T_{\bar{z}}, E_{\bar{z}}$			$1, 8.10^{-9}$			$4, 2.10^{-11}$	$4, 0.10^{-6}$
$D_r, T_{\bar{x}}, T_{\bar{y}}$	$1, 0.10^{-12}$	$9, 6.10^{-13}$			$1, 2.10^{-15}$		$4, 1.10^{-6}$

TABLE 3.2 – Détermination des écarts-types et des résidus moyen obtenus après 10 000 identifications par condition avec une incertitude de $\pm 0.5\mu m$. Seules les valeurs souhaitant être observées sont présentées dans ce tableau.

radiale D_r aux deux translations ne modifie quasiment pas les valeurs de leurs écarts-types. Enfin, l'indépendance entre $R_{\bar{z}} - T_{\bar{x}} - T_{\bar{y}}$ est retrouvée dans la Table 3.2. En effet, l'amplitude de l'écart-type associée à $R_{\bar{z}}$ est plus faible dans le cas de la transformation $R_{\bar{z}} - T_{\bar{x}} - T_{\bar{y}}$ que dans le cas où elle est appliquée seule.

En revanche, des interférences entre la translation $T_{\bar{z}}$ et l'élongation axiale $E_{\bar{z}}$ peuvent être observées, tout comme c'était le cas précédemment en Table 3.1. Dès l'application de la transformation "identité", ces deux transformations montrent des écarts-types plus élevés que les autres, ce qui suggère une corrélation entre ces deux transformations. D'autre part, ces écarts-types restent élevés quand les deux transformations $T_{\bar{z}}$ et $E_{\bar{z}}$ sont appliquées simultanément ou séparément. En considérant un unique point de la pièce, alors une élongation axiale $E_{\bar{z}}$ se traduit géométriquement par une translation suivant l'axe \bar{z} de norme intrinsèque proportionnelle à la distance "point considéré"/"centre de la pièce". En d'autres termes, localement l'élongation $E_{\bar{z}}$ est vue comme une translation $T_{\bar{z}}$.

Finalement, cette étude sur la propagation d'incertitudes est un moyen de vérifier la stabilité et la fiabilité de l'identification en observant les écarts-types obtenus et les résidus moyens. Sur le principe de Monte-Carlo [MU49, Gri09], cette méthode utilise un grand nombre d'essais par condition, environ 10 000. Elle pourrait évidemment être optimisée ou complétée par une approche analytique afin de limiter les temps de calcul [Nic09].

Néanmoins, dans le cadre de nos travaux elle s'est avérée suffisante pour fournir des résultats pratiques. Ainsi, l'hypothèse (indispensable pour permettre l'identification) selon laquelle la plupart des déplacements et déformations sont indépendantes a été vérifiée. Grâce à cette méthode, l'attention a été également portée sur le lien entre l'élongation

E_z et la translation T_z . C'est d'ailleurs cette dépendance dont les conséquences ont été constatées dans le cas de l'identification présentée précédemment.

3.2.5 Conclusion

L'exemple d'application est l'occasion d'illustrer la validité de l'identification proposée à partir de points répartis dans le volume de la pièce. Les erreurs qui ont été observées sont liées en partie aux limitations des outils numériques utilisés mais également très probablement à la dépendance entre deux éléments de la base de déplacements / déformations proposée. Cette dépendance a pu être mise en évidence au travers de l'analyse d'incertitudes présentée. Enfin, si cette méthode a en effet montré son efficacité sur un cas simplifié, elle pourra aussi présenter un intérêt dans le cas d'une gamme de fabrication complète.

3.3 Identification des causes de déformations géométriques sur une gamme de fabrication

3.3.1 Définition du besoin

La partie précédente présentait une solution permettant d'identifier les déformations associées à une étape de fabrication unique. Elle possède notamment comme avantage de pouvoir fonctionner à partir de points répartis non seulement en surface de la pièce mais également dans son volume. Cette propriété devient indispensable dans le cas des étapes de fabrication par enlèvement de matière. Ainsi, un point situé en surface d'une pièce tournée peut être à l'intérieur de la pièce avant cette étape de tournage. Plus généralement, l'ensemble des points en surface d'une pièce brute de forge sera amené à disparaître lors des différentes étapes d'usinage. D'où l'intérêt de fonctionner à partir d'une discrétisation incluant des points répartis dans l'intégralité du volume de la pièce.

Il est possible de définir les amplitudes associées aux déformations définies dans la base standard individuellement pour chaque étape de fabrication. Mais comment seront exploitables ces données afin de déterminer les causes de non conformités géométriques finales ? Comment diagnostiquer l'origine au sein d'un process des variations de géométrie - verrou V2 en Figure 3.1 ?

3.3.2 Méthode Proposée

Partant des concepts utilisés précédemment et notamment de celui des signatures de chaque déformation type, l'idée est de raisonner à une échelle supérieure. Cette fois, ce sera chaque étape de fabrication à laquelle sera associée une signature. A partir d'une géométrie finale et de sa comparaison avec la géométrie théorique, l'amplitude associée à chaque étape est obtenue par projection sur la base des signatures de chaque étape de

fabrication. Cette amplitude traduit concrètement l'influence de cette étape sur la géométrie finale et donc son implication dans l'obtention d'une géométrie finale non conforme.

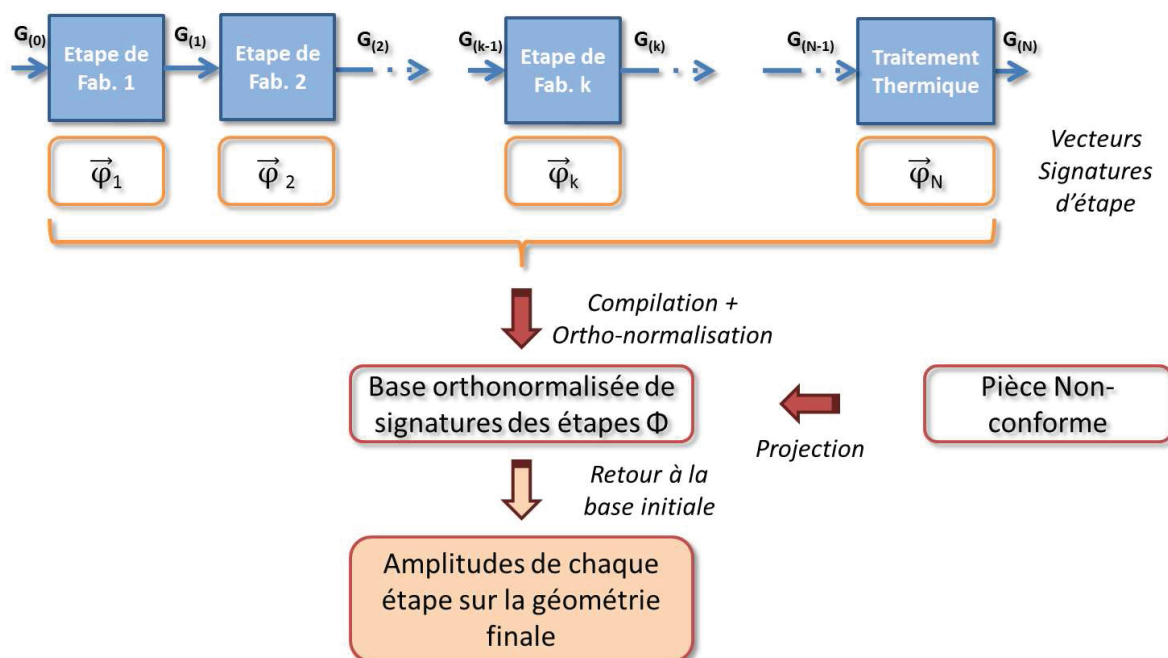


FIGURE 3.4 – A partir des vecteurs signatures de déformations de chaque étape de fabrication, la base de signatures est construite puis orthonormalisée. Ensuite, la géométrie de pièce non conforme est projetée sur cette base. Par retour à la base initiale, l'influence de chaque étape sur la géométrie de la pièce non conforme est obtenue.

L'hypothèse de phénomènes physiques ayant des effets linéaires permet d'appliquer la théorie des espaces vectoriels. L'indépendance des phénomènes est également utilisée. Il est donc nécessaire de contrôler que deux étapes de fabrication ne conduisent pas à la même signature. La méthode est illustrée en Figure 3.4 :

- Pour un grand nombre de données correspondant à une étape stabilisée de fabrication k , un vecteur moyen d'amplitudes de déformations standards $\vec{\varphi}_k$ est identifié grâce à la méthode répondant au verrou $V1$.
- Le même type d'identification peut être appliqué à toutes les étapes de la gamme de fabrication $1, 2, \dots, k, \dots, N$, tout en conservant la même base de déformations standards. Ainsi un ensemble de vecteurs signatures $\vec{\varphi}_1, \vec{\varphi}_2, \dots, \vec{\varphi}_k, \dots, \vec{\varphi}_N$ traduisant les amplitudes de déformations est obtenu pour l'ensemble des étapes de fabrication.
- En considérant la gamme complète et en compilant chaque vecteur amplitude $\vec{\varphi}_k$ de déformation, la base de vecteurs amplitudes relative aux déformations standards $\vec{\varphi}_1, \vec{\varphi}_2, \dots, \vec{\varphi}_k, \dots, \vec{\varphi}_N$ peut être construite.

- Par la même méthode que décrite précédemment, l'orthonormalisation de Gram-Schmidt est effectuée sur cette base pour obtenir une base orthonormalisée Φ . Une géométrie de pièce en fin de gamme de fabrication peut alors être différenciée d'une géométrie "type" ou "conforme" afin de déterminer la matrice de déformations géométriques. A partir de la matrice de déformations, les amplitudes associées aux déformations types sont identifiées, constituant le vecteur \vec{Vec} .
- Le vecteur d'amplitudes de déformation finale \vec{Vec} est projeté dans la base des amplitudes de déformations orthonormalisée Φ . Puis par retour à la base d'origine : $(\varphi_{\text{tournage}}, \varphi_{\text{forage}}, \varphi_{\text{percages}}, \varphi_{\text{taillage}}, \varphi_{\text{chauffage}}, \varphi_{\text{trempé}})$, les coordonnées représentant les influences respectives de chaque étape de fabrication sur la déformation finale sont obtenues.

Cette approche est présentée sous l'aspect géométrique mais il est envisageable de l'élargir à d'autres porteurs de potentiel de déformation. En effet les contraintes résiduelles, la température, la composition chimique ainsi que la taille de grains sont autant de porteurs de potentiels pouvant être traduits en valeurs numériques pour chaque point discrétisé et donc la même méthode peut être appliquée. La mise en œuvre de ces deux premières solutions concernant l'identification et modélisation du porteur géométrie et répondant aux verrous $V1$ et $V2$ est présentée ultérieurement. Avant cela, un travail sur les causes de ces déformations est présenté à travers la suite de ce chapitre.

3.4 Influence du porteur de potentiel en fin de gamme d'usinage

3.4.1 Définition du Besoin

Pour rappel, les déformations au traitement thermique sont le fruit de l'ensemble du process de fabrication et de ses paramètres influents, dénombrés à plus de 200 [CC99]. A défaut de pouvoir systématiquement contrôler la stabilité de l'intégralité de ces paramètres, la méthode usuelle consiste à considérer des données physiquement quantifiables et liées au potentiel de déformation. Ces "porteurs de potentiel" sont les suivants [Zoc09] :

- la géométrie du produit
- la composition chimique / les ségrégations
- la microstructure / la taille des grains
- les contraintes résiduelles
- la température
- l'histoire mécanique

Ces porteurs sont liés aux phénomènes physiques décrits dans le chapitre précédent et conduisant aux déformations au traitement thermique. Par conséquent en évaluant dans quelle mesure un porteur de potentiel influence les déformations au traitement thermique (verrou $V3$ en Figure 3.1), la compréhension des causes des déformations est améliorée. Ainsi la stratégie à suivre est orientée afin de limiter les problématiques de déformations : sur quel(s) porteur(s) se focaliser ? quel(s) porteur(s) peuvent être négligé(s) ? Éventuellement, quel(s) paramètre(s) du process doivent être surveillé(s)/modifié(s) ? Comme le

potentiel de déformation évolue chronologiquement jusqu'à son relâchement lors du traitement thermique, la méthode n'est valable que dans le cas d'une étape de fabrication située en amont du traitement thermique.

3.4.2 Méthode Proposée

Afin d'observer l'influence d'un unique porteur de potentiel sur les déformations au traitement thermique, une première solution est de prendre plusieurs cas dans lesquels ce porteur présente plusieurs valeurs différentes et d'observer les conséquences de ces variations. Cependant, des dépendances existent entre ces porteurs de potentiel [Zoc09]. Par conséquent, la difficulté est de faire varier un porteur sans modifier les niveaux des autres porteurs. A défaut de pouvoir maîtriser l'évolution d'un deuxième porteur à la suite de la variation d'un premier, elle devra être prise en compte. Cette méthode implique d'avoir à disposition des outils de mesure fiables et exhaustifs des amplitudes du porteur de potentiel dont l'influence est évaluée.

La deuxième solution consiste en une neutralisation de ce porteur et d'une comparaison avec un cas "gamme série" dans lequel le porteur est évalué comme significativement présent. La validité d'une telle expérience implique également de ne pas faire varier les autres porteurs ou à défaut de prendre en compte cette variation. Néanmoins, elle présente l'avantage de ne pas avoir à mesurer ou évaluer le niveau du champ du porteur exhaustivement dans la pièce. C'est pour cette raison que cette deuxième méthode a été retenue. En travaillant par comparaison entre un lot de pièces présentant un niveau significatif mais non déterminé de ce porteur et un lot de pièces pour lequel le porteur a été neutralisé, l'amplitude de cette influence est obtenue. Certaines hypothèses doivent néanmoins être posées :

- Linéarité de l'amplitude du porteur de potentiel considéré : les effets du porteur sur la géométrie sont superposables. La somme des effets de deux amplitudes de porteurs égale les effets de la somme de ces deux amplitudes de porteurs.
- Indépendance des effets sur le porteur de potentiel considéré : par exemple la valeur d'augmentation ou diminution du porteur lors d'une étape de fabrication ne dépend pas de son niveau initial.
- Perfection de la neutralisation : la neutralisation annihile de manière significative le champ du porteur.
- Conservation du porteur : pas d'évolution du porteur entre deux étapes de fabrication, autrement dit entre la fin d'une étape et le début de l'étape suivante.
- Indépendance "maîtrisée" du porteur : lors de l'évolution du porteur, les autres porteurs n'évoluent pas ou cette évolution est prise en compte.

3.4.3 Application

Ainsi, deux étapes de fabrication numérotées k et $k - 1$ sont représentées en figure 3.5. Les deux lots A et B sont comparés. Le lot A est un lot appelé "type gamme série" en raison de sa gamme de fabrication identique à celle d'une pièce industrielle. Avant l'étape de fabrication $k - 1$ une pièce du lot A a une géométrie $G_{A(k-2)}$, identique à cet instant à $G_{B(k-2)}$, géométrie d'une pièce issue du lot B . Suite à l'étape de fabrication $k - 1$, les deux lots A et B ont des géométries de pièces toujours identiques, $G_{A(k-1)}$ et $G_{B(k-1)}$. Le lot A subit directement l'étape suivante k pour obtenir finalement l'état géométrique $G_{A(k)}$. En revanche dans le cas du lot B , l'étape de neutralisation N_{k-1} est subie, conduisant à la géométrie $G_{B(k-1)N}$. Cette géométrie peut différer de la géométrie avant neutralisation dans le cas d'une dépendance entre le porteur neutralisé et la géométrie. Enfin, le lot B passe par l'étape de fabrication k et obtiendra une géométrie finale $G_{B(k)}$.

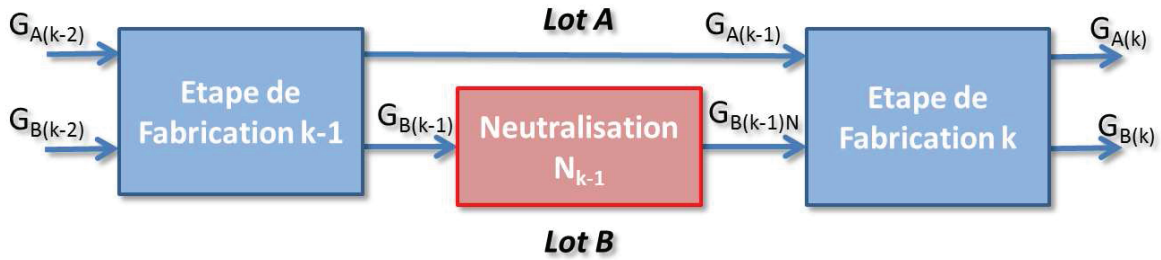


FIGURE 3.5 – Par application d'une neutralisation sur le lot B , l'influence du porteur de potentiel sur les déformations en étape de fabrication k sera observée par comparaison entre lot A et lot B .

De cette façon, par comparaison entre les deux géométries $G_{A(k)}$ et $G_{B(k)}$, l'influence du porteur de potentiel sur les déformations liées à l'étape de fabrication k est mise en exergue sur le lot A par rapport au lot B . En revanche, les éventuelles déformations géométriques (différence entre $G_{B(k-1)N}$ et $G_{B(k-1)}$) apparues durant la neutralisation doivent être prises en compte dans le dépouillement final.

3.5 Influence du porteur de potentiel lié à chaque étape du process

3.5.1 Définition du Besoin

La partie précédente propose une méthode afin d'identifier l'influence d'un porteur de potentiel sur les déformations au traitement thermique. Cette évaluation par comparaison donne un résultat traduisant l'impact d'un porteur à la fin de la gamme *pièce blanche*, à savoir juste avant traitement thermique. En revanche, dans le cas où le souhait est d'identifier l'influence d'un porteur lié à une étape quelconque de la gamme *pièce blanche* (verrou $V4$ en Figure 3.1), cette méthode n'est plus suffisante.

3.5.2 Méthode Proposée

Partant du même principe que la méthode proposée précédemment, une solution permet de parvenir à une identification de l'influence d'un porteur lié à une étape de la gamme de fabrication moyennant le respect des hypothèses citées précédemment :

- Linéarité de l'amplitude du porteur de potentiel considéré,
- Indépendance des effets sur le porteur de potentiel considéré,
- Perfection de la neutralisation,
- Conservation du porteur,
- Indépendance "maîtrisée" du porteur.

Alors pour observer l'influence d'un porteur particulier (lié à une étape de fabrication donnée) sur les déformations au traitement thermique deux lots de pièces ayant des gammes de fabrication différentes sont comparés : un lot subissant une neutralisation avant et l'autre lot subissant une neutralisation après l'étape de fabrication. Le deuxième lot a ainsi un potentiel de déformations (lié au porteur observé) uniquement causé par les étapes en aval de la neutralisation, et donc en aval de l'étape dont l'influence est quantifiée. Sur le même principe, le premier lot a le même potentiel auquel est ajouté l'effet de l'étape de fabrication. Finalement, par comparaison entre les déformations géométriques après traitement thermique des deux lots apparaît l'influence du porteur lié uniquement à l'étape de fabrication *pièce blanche* désirée.

3.5.3 Application

La Figure 3.6 présente un cas proche de celui précédemment utilisé en Figure 3.5 afin d'illustrer la méthode proposée. En plus des étapes de fabrication type "série", le lot *A* subit une neutralisation *avant* l'étape de fabrication *k* tandis que le lot *B* subit une neutralisation *après* l'étape de fabrication *k*. Ainsi les deux lots ont eu la même chronologie, à la différence près du moment où ils ont subi une neutralisation. La neutralisation agit ainsi comme une "remise à zéro" des niveaux d'un porteur *p* de potentiel de déformation. Le lot *A* accumule donc des augmentations et diminutions du porteur *p* au fil des étapes de fabrication *i* pour $i \geq k$. Il en est de même pour le lot *B* à partir de l'étape $k + 1$. Ainsi la seule distinction entre les deux lots sera que le lot *A* a subi en plus une évolution du porteur de potentiel *p* lié à l'étape de fabrication *k*. Par conséquent, en comparant les deux géométries $G_{A(TTH)}$ et $G_{B(TTH)}$, l'influence du porteur de potentiel *p* dû à l'étape *k* apparaît.

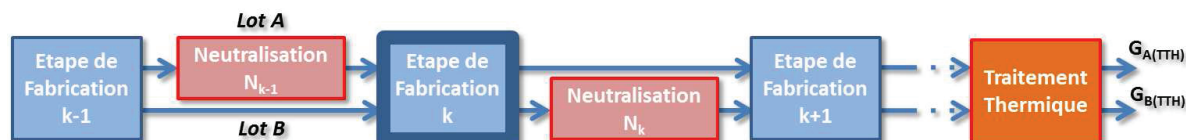


FIGURE 3.6 – En comparant les deux géométries finales après traitement thermique et par le jeu des neutralisations, l'influence de l'étape de fabrication *k* sur le porteur de potentiel *p* est obtenue.

3.6 Conclusions

Ce chapitre a permis de synthétiser les principales difficultés associées à la compréhension de l'évolution du potentiel de déformation au sein d'une gamme de fabrication. A travers une première approche basée sur la géométrie, une méthode d'identification a été proposée afin de caractériser les déformations tout d'abord pour une unique étape de fabrication (verrou *V1*). En outre, cette méthode présente l'avantage de fonctionner pour des points répartis dans l'ensemble du volume de la pièce. Puis, il s'agit d'associer des signatures à chaque étape de fabrication afin de diagnostiquer les causes de non conformités géométriques au sein de la gamme de fabrication (verrou *V2*). Cette approche peut être vue comme relative aux conséquences des déformations car elle est focalisée sur la géométrie et surtout les déformations associées.

Dans un second temps, c'est plutôt une approche sur les causes des déformations au sein du process qui est proposée. Les phénomènes physiques intervenant durant le traitement thermique et conduisant aux déformations ont été présentés dans l'état de l'art. Il s'agit bien ici d'aborder la problématique du point de vue des porteurs de potentiels. Par le principe de comparaison entre deux lots de pièces, l'un des deux ayant subi une "neutralisation" de potentiel, l'influence de ce potentiel sur les déformations est révélée (verrou *V3*). Enfin, en développant cette méthode à l'échelle du process complet de fabrication, les déformations géométriques peuvent être associées à des étapes de fabrication en particulier (verrou *V4*).

Partant de ces solutions proposées, les chapitres 5 et 6 sont l'objet d'une mise en œuvre numérique et expérimentale. Mais au préalable, le chapitre 4 a pour objectif de préciser les méthodes et outils utilisés dans le cadre de cette mise en œuvre.

CHAPITRE 3. IDENTIFICATION DES DÉFORMATIONS ET DE LEURS CAUSES

Chapitre 4

Moyens d'essais

Le projet de recherche engagé s'appuie sur un partenaire industriel majeur, moteur de la problématique "déformations au traitement thermique". Le contexte industriel de cette problématique est l'objet d'une première partie. Ce chapitre est également l'occasion d'introduire les outils (industriels, expérimentaux, numériques et de mesure) qui sont utilisés et cités dans la suite de ce manuscrit. Ce chapitre se veut donc volontairement une synthèse des outils existants ou construits qui ont permis une mise en œuvre, avant d'aborder cette dernière dans les prochains chapitres.

Sommaire

4.1	Produit et Production	48
4.1.1	Choix du produit d'étude	48
4.1.2	Production	49
4.1.3	Objectifs et Enjeux Industriels	50
4.2	Moyens utilisés dans le cadre des applications	51
4.2.1	Essais en production	51
4.2.2	Traitement de détente	51
4.2.3	Outil de modélisation de gamme de fabrication : Forge	51
4.3	Moyens de mesures	52
4.3.1	Métrologie de la flèche	52
4.3.2	Métrologie de la denture	60
4.3.3	Moyen de mesures de contraintes résiduelles	61
4.3.4	Moyen d'observations métallographiques	62
4.4	Conclusions	62

4.1 Produit et Production

4.1.1 Choix du produit d'étude

En réponse aux quatre verrous identifiés et issus notamment de la problématique industrielle, un choix de produit a été effectué pour les essais physiques. Dans un premier temps, Renault produit quatre grandes familles de boîtes de vitesses manuelles. La famille *J* regroupe les boîtes de vitesses à 5 rapports pour des couples maximaux allant de 130 à 200Nm tandis que les familles *TL*, *ND*, *P* sont manuelles à 6 rapports avec des couples maximaux allant de 240 à 400Nm. La boîte de vitesse de la famille *J* était largement la plus produite en 2011 [Ren12], voir le détail en Figure 4.1 a. Elle équipe notamment les véhicules Renault suivants : Twingo, Clio, Kangoo et Mégane.

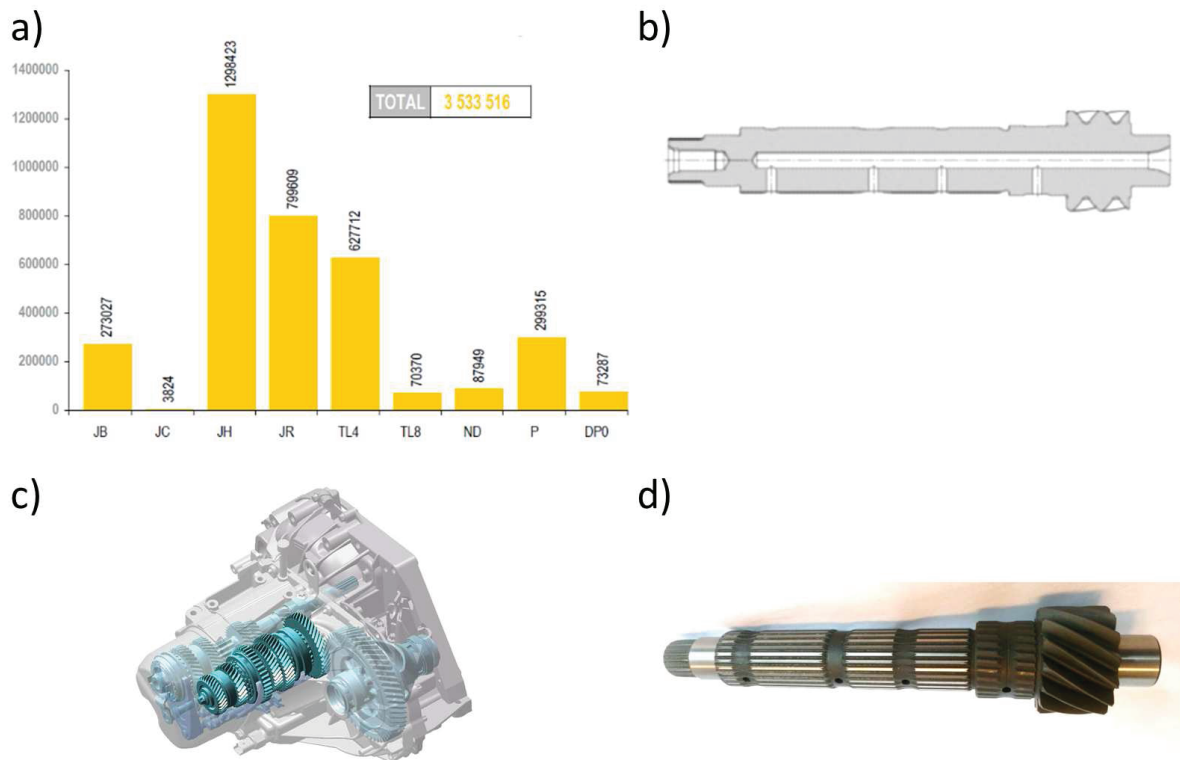


FIGURE 4.1 – a) Production de Boîtes de Vitesses Renault en 2011. La famille *J* à travers ses sous-familles *JB*, *JC*, *JR*, *JQ* est la plus produite avec environ 2,3 millions d'exemplaires en 2011 [Ren12]. b) Plan de coupe d'un arbre secondaire *J*. Quatre trous radiaux et un forage central permettent la circulation du fluide de lubrification en service. Les cotes sont masquées pour cause de confidentialité. c) Illustration de l'arbre secondaire assemblé au sein de la boîte de vitesses *J*, de couple maximal 200Nm [Ren12]. d) Photographie d'un arbre secondaire *J* en fin de fabrication.

Des non conformités existent sur l'ensemble des boîtes de vitesses mais la boîte de vitesses *J* semble par l'expérience être sujette à de plus nombreuses non conformités. Ce résultat a été confirmé à travers une étude statistique [HBB⁺10a]. Les résultats de

production ne seront pas cités ici en détail en raison de confidentialité. Néanmoins, à partir des données de production de l'ensemble des sites Renault sur la période février 2009-avril 2010, la famille *J* apparaît en tête des non conformités parmi l'ensemble des familles de boîtes de vitesses sur les principaux critères dentures. Ces mêmes critères dentures sont étudiés tout au long de ce manuscrit. Parmi, les pièces à dentures, l'arbre secondaire de la famille *J* présente des taux de non conformité parmi les plus élevés. En raison de ces données et vue la part représentative de la production consacrée à la famille *J* illustrée en Figure 4.1.b et 4.1.d, l'étude se focalise en partie sur l'arbre secondaire *J*. Pour la famille *J*, l'embrayage transmet le mouvement de rotation issu du moteur vers les pignons fixes de l'arbre primaire, voir en Figure 4.1.c. Ce mouvement de rotation est transmis par engrenage aux pignons fous, solidaires de l'arbre secondaire via des moyeux baladeurs. L'arbre secondaire transmet ensuite son mouvement de rotation au boîtier différentiel [Ren08].

4.1.2 Production

Les arbres secondaires de la famille *J* sont fabriqués sur plusieurs sites de production Renault : Cléon (France), Séville (Espagne), Aveiro (Portugal), Los Andes (Chili), Bursa (Turquie), Pitesti (Roumanie). En raison de sa production élevée en boîte de vitesses *J* et de sa proximité, le site français de Cléon (à quelques kilomètres de Rouen) a été retenu pour effectuer les séries d'essais sur moyens industriels. D'autre part, le choix de pièce s'est une nouvelle fois affiné grâce à l'échange avec les équipes Métier Dentures. De plus d'après les informations transmises par la Stratégie Industrielle au début du projet, la production de ce type de boîte continuerait à être significative pour les prochaines années, garantissant ainsi des créneaux de production pour les essais envisagés.

La gamme de fabrication avant traitement thermique de l'arbre secondaire *J* de Cléon ne sera pas décrite outre mesure ici. Néanmoins, deux étapes en particulier peuvent être détaillées :

Le Taillage Dentures par fraise-mère s'effectue par génération du profil à obtenir, illustré en Figure 4.2¹, [Paq00]. La fraise et la pièce à tailler forment un couple roue et vis sans fin, tournant en relation constante. En plus de ce mouvement, la fraise ou la pièce a un déplacement axial ou oblique permettant de générer une denture qui peut être droite ou hélicoïdale [Paq00]. Il a un très bon rendement et, à partir d'un certain volume, devient économique. C'est la technique la plus utilisée pour la génération de dentures à développante de cercle [Rec02].

Le Rasage est une opération consistant à enlever une faible épaisseur laissée au taillage, non par coupe franche ou par rectification mais par un véritable raclage. Le galet de rasage est une roue dentée constituée de mortaises dirigées dans le sens du profil. Pour que ce raclage s'effectue il faut un glissement relatif entre organe et outil. Par conséquent les axes des deux organes ne sont pas parallèles, ce qui constitue un engrenage gauche hélicoïdal [Hen99]. Il s'agit de la dernière opération d'usinage sur les dentures. Dans le cas présent, le rasage permet la finition de la surface denture.

1. Société Oerlikon Balzers, <http://2012.industrie-expo.com>

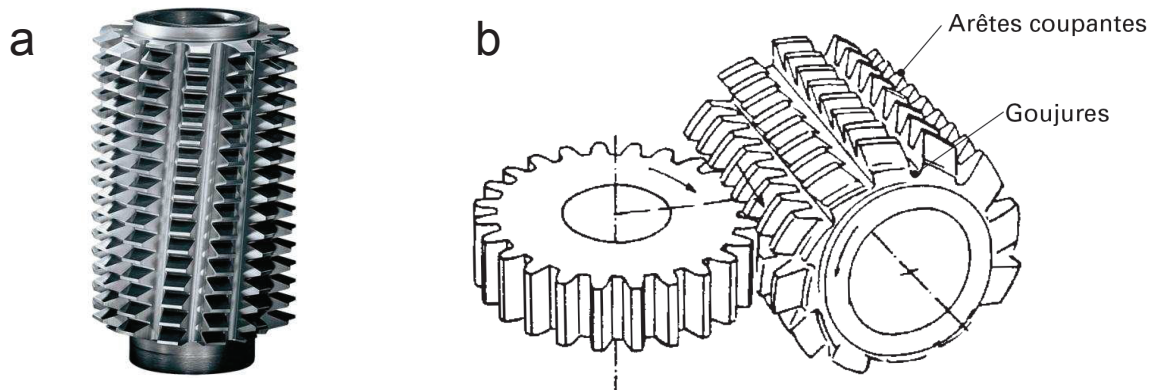


FIGURE 4.2 – a) Exemple de fraise-mère (source en note de page précédente). b) Procédé de taillage par fraise-mère générant une denture par rotations respectives de la fraise et de la pièce à tailler [Paq00].

4.1.3 Objectifs et Enjeux Industriels

Le traitement thermique est appliqué aux arbres afin de renforcer les caractéristiques mécaniques de la vie série. Durant cette étape de fabrication, des déformations se révèlent. Une majorité d'entre elles est anticipée lors de la mise au point du process, par boucles d'itération successives. En revanche, la variabilité des pièces brutes entrantes ainsi que les dérives du process peuvent conduire à des non conformités ponctuelles. Le sujet de recherche rejoint à ce niveau la problématique industrielle Renault. L'objectif de l'étude est de permettre une amélioration de la compréhension des phénomènes physiques conduisant aux déformations lors du traitement thermique. En complément, un deuxième objectif est de parvenir à identifier les causes des déformations au sein du process et les anticiper.

A cette démarche sont associés trois enjeux industriels :

Réduire les non conformités dentures après traitement thermique

Concrètement, les gains potentiels sont difficiles à chiffrer car les taux de non conformité ne distinguent pas les causes liées aux déformations lors du traitement thermique de celles liées à d'autres facteurs. Néanmoins, le besoin exprimé par l'ensemble des usines du groupe est significatif en durée, en nombre et justifie la démarche engagée.

Permettre potentiellement une conception adaptée de nouvelles lignes

Grâce aux résultats fournis par cette étude, les influences des étapes de fabrication, de leur chronologie et de la géométrie sur les déformations seront au moins partiellement évaluées. Elles permettront d'alimenter en retours d'expériences et bonnes pratiques la conception de nouvelles gammes de fabrication.

Diminuer potentiellement les problématiques de bruyance

La bruyance denture est en effet intimement liée à la géométrie de celles-ci [UHA⁺02, AUHA08]. Par conséquent, en augmentant la maîtrise de la géométrie denture en fabrication, la gestion de la bruyance denture peut également être facilitée.

4.2 Moyens utilisés dans le cadre des applications

4.2.1 Essais en production

Deux principales campagnes d'essais présentées dans les chapitres suivants ont eu lieu sur le site de production de Cléon afin d'identifier respectivement l'influence des contraintes résiduelles liées à la gamme "pièce blanche" puis à chaque étape de cette gamme sur les déformations au traitement thermique. La première a eu lieu de janvier à avril 2011 et la deuxième d'avril à juillet 2012. Elles sont respectivement détaillées dans les chapitres 5 et 6. La première campagne, vus les faibles nombres de pièces et d'étapes de fabrication étudiées, a été transparente vis-à-vis de la production industrielle. En revanche, la deuxième campagne consiste à étudier l'évolution de la géométrie de 203 pièces durant une gamme de fabrication industrielle. En plus de mesures entre chaque étape de fabrication, certaines pièces subissent un traitement de détente en externe. Par conséquent, la deuxième campagne a nécessité une organisation logistique avancée en collaboration avec la Direction des Fabrications Mécaniques ainsi qu'avec le sous-traitant pour un traitement de détente.

4.2.2 Traitement de détente

Afin de diminuer voire supprimer les niveaux de contraintes résiduelles, une détente de 4 heures à 600° C a été appliquée aux pièces. Cette température et ce temps sont apparus comme suffisants pour diminuer de manière significative les niveaux de contraintes résiduelles à travers le plan d'essais présenté dans le chapitre suivant et [HDB⁺12]. De plus, les préconisations concernant les traitements de détente des aciers sont de chauffer, maintenir à température et refroidir lentement à une température de 550 à 650°C pendant au moins 3 heures².

Aucun moyen n'étant disponible pour appliquer un tel traitement au sein de l'usine de Cléon, il a été fait appel à un sous-traitant localisée à quelques kilomètres de Cléon. Le traitement de détente, dont un des graphes de température est présenté en Figure 4.3, se décompose ainsi :

- Enfournement dans four froid,
- Pompage de l'air et remplissage en gaz neutre,
- Montée régulière à 600 ° C,
- Maintien 4 heures à 600 ° C,
- Refroidissement dans le four sous gaz neutre ventilé.

4.2.3 Outil de modélisation de gamme de fabrication : Forge

Forge 2011TM(Transvalor) est un logiciel éléments-finis de mise en forme initialement développé par un programme de recherche entre la SNECMA (qui l'utilise depuis 1989) et le CEMEF (Centre de Mise en Forme des Matériaux, centre de recherche de Mines

2. Association de Traitement Thermique et Traitement de Surface, <http://www.a3ts.org>

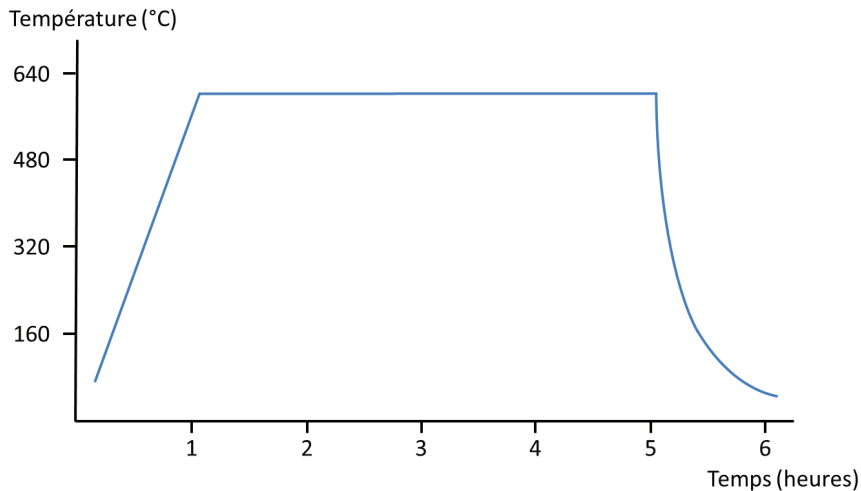


FIGURE 4.3 – Évolution de la température en fonction du temps en détente (construit à partir des relevés des thermocouples).

ParisTech). Aujourd'hui, il permet de simuler le forgeage de métaux ferreux (acier) et non-ferreux (aluminium, titane, etc.) à chaud, mi-chaud et à froid de pièces 2D et 3D³. Il se compose de trois modules :

Le pré-processeur prépare la mise en données : géométrie, maillage, conditions aux limites, données matériau, paramètres process, etc.

Les solveurs (2D et 3D) effectuent la résolution à travers les aspects mécaniques, métallurgiques et thermiques. En cas de déformations fortes du maillage, en forgeage par exemple, des étapes de remaillage automatiques peuvent être exécutées par ces outils.

Le post-processeur permet l'exploitation des résultats et le tracé de différents graphes d'évolution des différents paramètres au cours du process [Nic09].

4.3 Moyens de mesures

4.3.1 Métrologie de la flèche

Introduction

Lors de la gamme de fabrication des arbres secondaires, la géométrie de la pièce est soumise à des déformations. Sur ce type de pièce à géométrie composée en majeure partie de cylindres, deux données sont retenues pour évaluer des déformations globales : la flèche (définie ici comme un fléchissement de l'arbre le long de son axe) et l'ovalisation (ou faux-rond) de ses surfaces cylindriques. Le but de cette partie est de présenter une méthode permettant de déterminer la flèche de l'arbre secondaire lors des différentes étapes de fabrication. Contrôler la flèche présente également un intérêt car celle-ci peut-être liée à l'évolution de la géométrie de la denture [KPRS11]. Ainsi si l'arbre est fléchi, alors la

3. Transvalor, Forge, <http://www.transvalor.com/forge.php>

denture peut ne plus partager le même axe que l'axe entre pointes. Alors la mesure denture doit être dégauchie afin que la machine à mesurer prenne en compte cette différence au moment de la mesure de la denture [NF 11].

Banc de mesure

L'arbre secondaire comporte plusieurs épaulements et des géométries variables à chaque étape de fabrication, visibles en Figure 4.4. Par conséquent, plutôt que de procéder à une mesure traditionnelle de flèche en comparant les altitudes de la surface en suivant la direction de l'axe de la pièce, la mesure est indirecte. Dans un premier temps, le battement radial de l'arbre en différentes sections est mesuré grâce à 4 comparateurs numériques en contact sur les surfaces cylindriques respectives de l'arbre et visibles avec les flèches rouges sur la Figure 4.4.a et 4.4.b. Ces 4 comparateurs permettent également de repérer l'orientation en trois dimensions du défaut.

Dans le même temps, un dispositif de mesure angulaire a été conçu notamment avec l'appui de Catia V5™(Dassault Systemes). La rotation de l'arbre secondaire est transmise par roulement sans glissement à l'arbre en contact avec celui-ci (flèche verte sur la Figure 4.4.a. Afin de compenser les variations éventuelles de rayon de l'arbre secondaire au fur et à mesure de la gamme de fabrication, le support du capteur angulaire est réglable en hauteur via un jeu de cales. Afin de s'assurer de l'absence de glissement lors de l'entraînement par friction, un joint élastique est monté dans une gorge de l'arbre de mesure. Comme les deux cylindres en contact n'ont pas le même diamètre, un étalonnage en début de mesure permet de déterminer le rapport d'engrènement afin de corriger les données issues du capteur angulaire.

Un test de répétabilité a montré des valeurs d'incertitudes respectives de 2, 4 et 6 μm pour les comparateurs 1, 3 et 4. En revanche, le deuxième comparateur a généré des valeurs d'incertitudes beaucoup plus fortes, ce qui a contraint à ne pas prendre en compte les valeurs de mesures issues de ce comparateur. Le palpeur de ce comparateur est en contact avec l'arbre dans une gorge de faible largeur. Par conséquent, lors de la rotation de l'arbre, le palpeur a tendance à basculer d'un côté ou de l'autre de la gorge. Ce phénomène semble expliquer les variations constatées et ne se retrouve pas sur les autres comparateurs, ceux-ci venant en contact avec l'arbre sur des cylindres de largeur supérieure.

Acquisition

La campagne d'essais engagée a impliqué de nombreuses mesures de flèche. Afin de limiter les temps de mesures et faciliter celles-ci, les moyens de mesures et d'acquisition ont été automatisés jusqu'à un certain niveau. En complément, des contrôles à partir d'une pièce étalon toutes les 16 pièces ont permis de valider les moyens engagés.

Les comparateurs numériques sont connectés par port USB sur ordinateur. En parallèle, le comparateur angulaire transmet les données de mesure via la carte d'acquisition sur le même ordinateur. Dans les deux cas, des programmes d'acquisition VI (Virtual

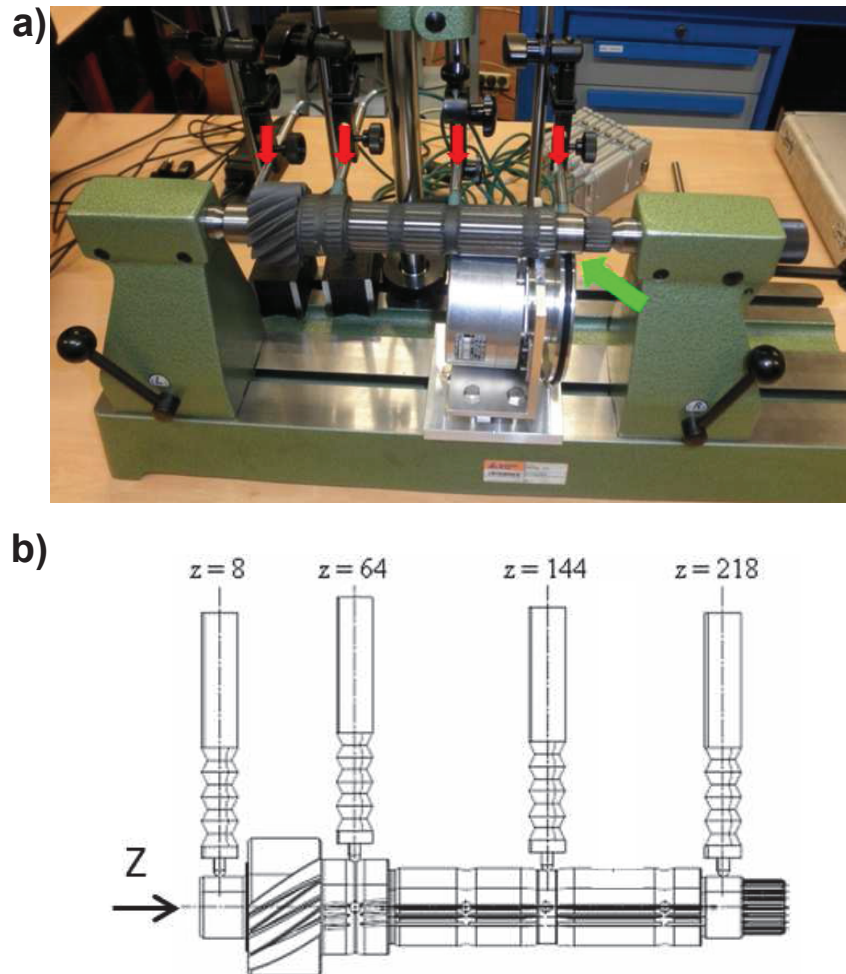


FIGURE 4.4 – a) Photographie du moyen de mesure de battement. 4 comparateurs numériques (flèches rouges) et 1 capteur de position angulaire (flèche verte) sont utilisés pour déterminer la flèche. La pièce est prise entre pointes. b) Positionnement axial des comparateurs numériques de mesure de battement.

Instrument) pour LabView™(National Instruments) étaient fournis par les constructeurs de moyens de mesures. Afin d'obtenir des données issues des comparateur et du capteur angulaire en simultané, un unique programme VI a été programmé. Ainsi à partir des données, le programme VI dédié génère un fichier texte reprenant l'ensemble des données dans un tableau de 5 colonnes donnant pour chaque ligne respectivement : la position angulaire mesurée, puis les valeurs mesurées au même instant pour le premier comparateur, le second, le troisième et le quatrième. Ensuite, l'analyse des données, le calcul et le dépouillement ont été mise en œuvre grâce à Matlab 2011™(The MathWorks).

Identification d'ellipse

Première approche : ovalisation apparente En considérant un cas simple, l'arbre est supposé être à section circulaire. Le seul phénomène qui est alors pris en compte est

le fléchissement de l'arbre. Il peut se traduire dans le plan de mesure du comparateur comme une combinaison de deux transformations :

- une excentration du centre de l'arbre par rapport à l'axe de référence,
- une ovalisation indirecte, conséquence de l'excentration et liée au fait que le plan de mesure n'est plus orthogonal à l'axe local de l'arbre, voir Figure 4.5. Elle sera nommée pour la suite «ovalisation apparente».

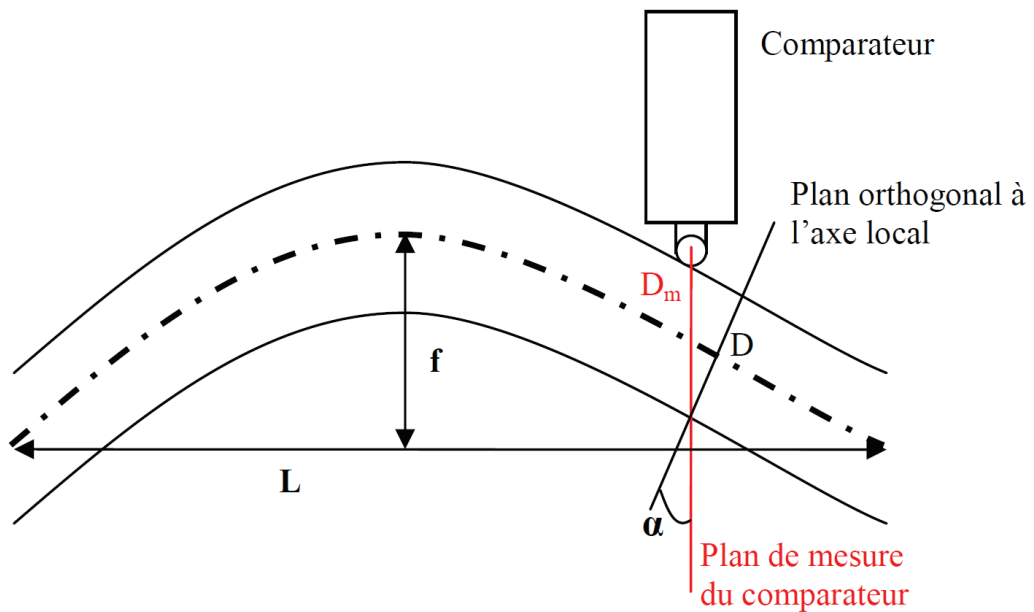


FIGURE 4.5 – Schéma d'illustration de l'ovalisation apparente liée à la flèche. En raison de la flèche f de l'arbre, le plan de mesure n'est plus orthogonal à l'axe local de l'arbre. L , α , D et D_m correspondent respectivement à la longueur de l'arbre fléchi, à l'angle entre plan de mesure et plan orthogonal à l'axe local, au diamètre nominal et au diamètre projeté dans le plan de mesure du comparateur.

L'ovalisation apparente peut être évaluée. Ainsi, en première approximation, soit f la flèche maximale de l'arbre à mi-longueur $L/2$ de celui-ci. Alors $\alpha \simeq \arctan(2f/L)$. La flèche étant d'un ordre de grandeur très faible par rapport à la longueur de l'arbre, un développement limité de f/L à proximité de 0^+ au troisième ordre donne :

$$\alpha = \arctan\left(\frac{2f}{L}\right) = \frac{2f}{L} - \frac{8}{3}\left(\frac{f}{L}\right)^3 + o\left(\left(\frac{f}{L}\right)^3\right)$$

Si D est le diamètre de l'arbre, alors le diamètre "apparent" de l'arbre dans le plan orthogonal à l'axe local sera égal à D . En revanche, dans le plan de mesure du comparateur l'arbre a une section elliptique, de grand-axe D_m avec $D_m = \frac{D}{\cos \alpha}$.

L'écart relatif entre D_m et D est alors égal à :

$$\frac{\Delta D}{D} = \frac{D_m - D}{D} = \frac{1}{\cos \alpha} - 1$$

Par développements limités successifs et en posant $X = \frac{2f}{L}$:

$$\alpha = X - \frac{X^3}{3} + o(X^3)$$

$$\cos X = \cos\left(X - \frac{X^3}{3} + o(X^3)\right) = 1 - \frac{1}{2}\left(\left[X - \frac{X^3}{3} + o(X^3)\right]^2\right) = 1 - \frac{X^2}{2} + o(X^3)$$

$$\frac{1}{\cos X} = \left(1 - \frac{X^2}{2} + o(X^3)\right)^{-1} = 1 + \frac{X^2}{2} + o(X^3)$$

$$\frac{\Delta D}{D} = 1 + \frac{X^2}{2} + o(X^3) - 1 = \frac{X^2}{2} + o(X^3)$$

$$\frac{\Delta D}{D} = 2\left(\frac{f}{L}\right)^2 + o\left[\left(\frac{f}{L}\right)^3\right]$$

Or f étant faible devant L , le rapport au carré donne un nombre d'autant plus faible. Ainsi, dans le cas de la campagne d'essais présenté dans le chapitre 5, f valait au maximum environ $3.10^{-2}mm$ pour une longueur d'arbre L d'environ $250 mm$. L'application numérique donne environ $\Delta D/D = 2,8.10^{-8}$ soit pour $D = 70 mm$ (diamètre approché au niveau de la denture), $\Delta D = 2,0.10^{-6}mm$. L'ovalisation ici traduite par la différence entre diamètre réel et diamètre "apparent" dans le plan de mesure est donc d'un ordre de grandeur cinq cents fois inférieur au μm , ce qui est très inférieur aux incertitudes de mesures des comparateurs numériques. Par conséquent, le choix est fait de négliger ce phénomène d'"ovalisation apparente" causé par la non perpendicularité entre le plan de mesure et la fibre neutre.

Deuxième approche : section elliptique En plus de la déformation en flèche constatée lors du plan d'expériences précédent, l'arbre peut subir (notamment en raison des équilibres contraintes/déformations au sein du matériau) un phénomène d'ovalisation. Celui-ci peut être la conséquence par exemple des étapes de roulage des cannelures ou du traitement thermique. Dans le cas présent, cette ovalisation est supposée se traduire par une section elliptique de l'arbre.

A partir des points de mesure issus du comparateur numérique et de l'angle de rotation de l'arbre mesuré au même instant, les points de mesure sont positionnés dans le plan voir Figure 4.6.a. La grandeur issue du comparateur correspond à la première coordonnée polaire, l'angle mesuré à la deuxième coordonnée polaire. Si la valeur issue du comparateur numérique n'est pas recalée par rapport au centre de l'axe entre pointes, alors le tracé donnera une cardioïde (voir Annexe B). Afin de limiter ce phénomène géométrique, les valeurs issues des comparateurs doivent être recalées. L'ellipse la plus proche des points de mesure au sens des moindres carrés est identifiée par l'algorithme et le programme informatique présentés respectivement en Annexe C et D. Les 4 comparateurs permettent d'identifier 4 centres d'ellipses. Ces 4 centres traduisent la flèche de l'arbre.

Validation de la méthode Afin de tester la validité de la méthode d'identification d'ellipse la plus proche d'un nuage de points au sens des moindres carrés, plusieurs exemples ont été éprouvés. Un de ces exemples est présenté ici : une ellipse construite par outil

numérique d'après son équation mathématique. Ses paramètres sont présentés en Figure 4.6.b. Elle est discrétisée en 100 points puis identifiée. Les résultats montrent une corrélation quasi-parfaite entre valeurs identifiées et valeurs théoriques, avec un résidu moyen d'environ 6.10^{-17} mm par point. L'outil d'identification d'ellipse reconnaît donc bien une ellipse.

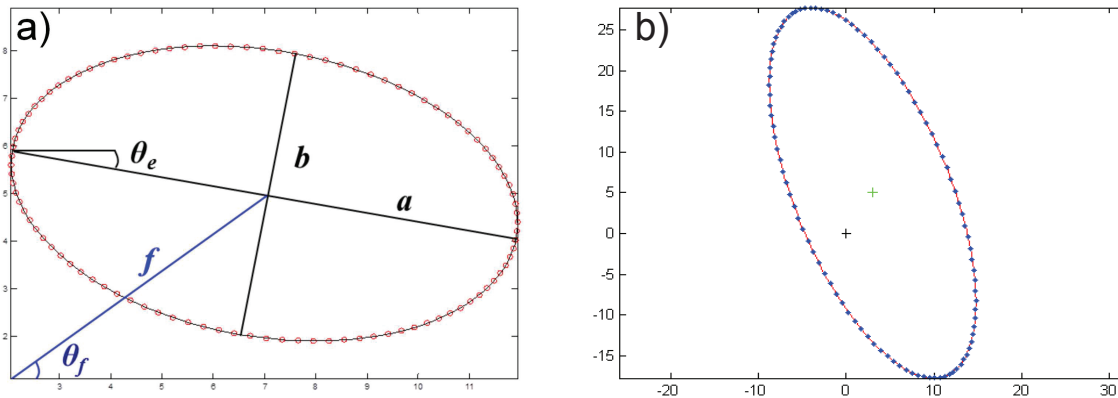


FIGURE 4.6 – Les coordonnées sont en mm. **a)** Définition des paramètres intrinsèques de l'ellipse (demi grand-axe a , demi petit-axe b , orientation θ_e) et paramètres de position (norme de la flèche f et orientation angulaire de la flèche θ_f). **b)** Illustration de l'identification sur 100 points (en bleu) appartenant à une ellipse créée sur MatLab ($a = 24mm$, $b = 9mm$, $\theta_e = 110^\circ$, $f = 5,8mm$, $\theta_f = 59^\circ$). En noir l'origine du repère, en rouge l'ellipse identifiée, en vert le centre identifié de l'ellipse.

Analyse d'incertitudes Dans un second temps afin d'observer la réponse du programme d'identification, ses données d'entrée ont été perturbées. Le dispositif de mesure induit une incertitude qui conduit à devoir considérer au sein du système les propagations de ses incertitudes et surtout leurs conséquences sur les données de sortie de l'identification. Ici, des incertitudes aléatoires, de distribution uniforme, indépendantes et d'amplitude $1\mu m$ centrées sur les valeurs nominales sont appliquées aux 1 000 points théoriques issus de la discrétisation. Cette opération est effectuée sur 10 000 géométries initiales parfaites.

Ensuite, les moyennes et les écarts-types sont calculés pour les résultats des 10 000 identifications et présentés en Table 4.1. Ces résultats montrent que l'identification donne des résultats identiques à 3 chiffres significatifs entre données d'ellipse théorique et données moyennes d'identification. La stabilité de l'identification est confirmée par les valeurs faibles en moyenne et écart-type du résidu. D'autre part, en appliquant $1\mu m$ d'incertitudes sur les données d'entrées, des écarts-types faibles sur le faux-rond et la norme de la flèche sont observés. Ce sont les deux principales données exploitées par la suite. Cet essai met en exergue la stabilité du programme d'identification vis-à-vis d'incertitudes d'entrée.

Paramètres	Symbole	Unité	Ellipse Théorique	Identification	
				Moyenne	Ecart-Type
Demi-grand axe	a	mm	20,01	20,01	1, 58.10^{-5}
Demi-petit axe	b	mm	20,00	20,00	1, 60.10^{-5}
Angle Ellipse	θ_e	°	-5,00	-5,00	7, 37.10^{-2}
Faux-rond	$a - b$	μm	10,0	10,0	2, 60.10^{-5}
Angle flèche	θ_f	°	70,0	70,0	1, 49.10^{-2}
Norme flèche	f	μm	50,0	50,0	1, 30.10^{-5}
Résidu	-	mm/point	-	$9, 10.10^{-7}$	1, 50.10^{-8}

TABLE 4.1 – Résultats des 10 000 identifications : moyenne et écart-type pour le cas de l'ellipse théorique discrétisée en 1000 points avec incertitudes d'amplitudes $1 \mu m$.

Dissociation entre repère de métrologie et repère pièce

A l'issue des mesures et de l'acquisition, les paramètres de l'ellipse sont identifiés pour chaque section de mesure. Il a été vu précédemment que sur 4 sections de mesures, seules la première, la troisième et la quatrième étaient exploitables. Par conséquent en 3 positions sur l'axe de l'arbre, un écart local est défini à travers sa norme et son orientation angulaire par rapport aux trous de lubrification. En considérant uniquement le premier et le dernier comparateur (dont la position axiale est visible en Figure 4.4.b) et les écarts qu'ils permettront d'identifier, alors ceux-ci se trouvent sur les portées de roulement de l'arbre. En plus d'être positionnés en bout d'arbre, les deux écarts correspondants sont liés respectivement à deux cylindres de référence. En effet, lors de l'assemblage, l'arbre est monté dans le carter de boîte de vitesses via deux roulements montés sur ces portées. L'axe passant par les centres de ces portées sera donc l'axe de rotation de la pièce. Ce ne sera donc plus l'axe entre pointes qui servira de référence, comme ce fut le cas en usinage. Par conséquent, une interprétation de la flèche via un axe recalé par rapport à l'axe des portées de roulement semble plus significatif et fonctionnel. Les normes de flèches sont faibles par rapport à la longueur de l'arbre. L'hypothèse est donc faite que la référence angulaire qu'est la position angulaire des trous de lubrification est conservée.

Les trois écarts obtenus précédemment étaient écrits par rapport à l'axe entre pointes et dans les plans orthogonaux à cet axe, à la position axiale des comparateurs. L'axe passant par les centres des portées de roulement passera donc par les centres des ellipses identifiées pour le premier et le quatrième comparateur, voir en Figure 4.7. Par conséquent, pour passer des écarts définis par rapport à l'axe entre pointes à la nouvelle référence qu'est l'axe des portées de roulement plusieurs propriétés apparaissent :

Nullité des écarts du 1^{er} et du 4^{eme} comparateurs dans la nouvelle base. En effet, le nouvel axe de référence passe par les centres des ellipses de ces sections.

Conservation des distances lors du changement de base. Dans notre cas, la distance entre les deux centres des ellipses des 2^{eme} (utilisé uniquement dans ce cadre) et 3^{eme} comparateurs restera par exemple inchangée lors du changement de base.

Concrètement, pour passer de la première à la deuxième base seront appliquées chronologiquement :

- une translation de vecteur égal à la flèche de la première section, l'axe passera ainsi par le centre de la première ellipse,
- une rotation afin de faire passer l'axe par le centre de la quatrième ellipse,
- une projection orthogonale du vecteur flèche de la troisième flèche dans le plan orthogonal au nouvel axe de référence.

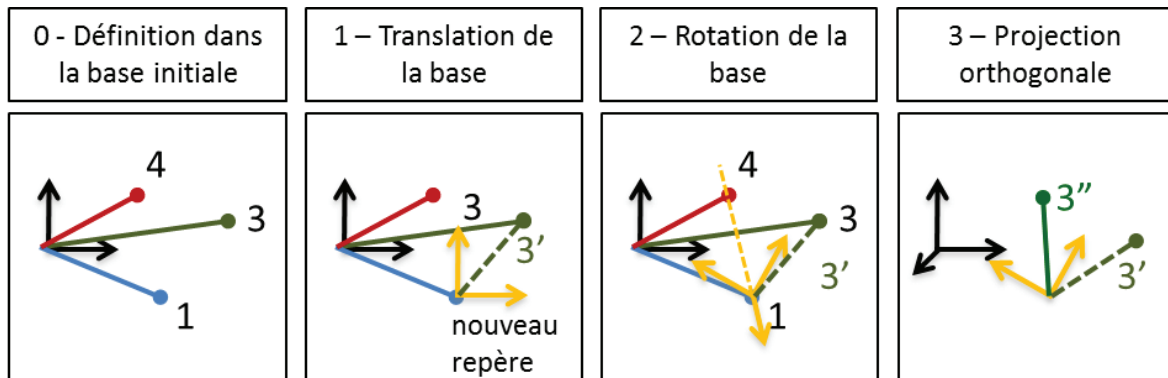


FIGURE 4.7 – Schéma de la méthode utilisée pour passer de la base initiale supportée par l'axe entre pointes à l'axe fonctionnel qu'est l'axe reliant les centres des portées de roulement. Une translation, une rotation et une projection orthogonale sont effectuées chronologiquement. Les écarts initiaux sur les comparateurs 1, 3 et 4 sont représentés respectivement en bleu, vert et rouge. Le vecteur écart (défini comme flèche pour la suite) dans la nouvelle base est 3''.

Une fois ces opérations de changement de base effectuées pour l'ensemble des données de flèches identifiées, les deux propriétés précédemment décrites (nullité des écarts du 1^{er} et du 4^{eme} comparateurs et conservation de la distance) ont été systématiquement vérifiées. Par la suite, les résultats présentés auront subi cette opération de changement de base. Par conséquent, les écarts des première et quatrième sections étant nulles dans la nouvelles base et les données du deuxième comparateur n'étant pas exploitables, l'écart de la troisième section est le seul exploité. Cet écart est défini comme la flèche de l'arbre dans la suite de ce manuscrit. Il est présenté dans le plan orthogonal à l'axe de référence, sous forme de vecteur dans une base où le repère angulaire (trous de lubrifications) est considéré comme vertical, dirigé vers le haut.

Des démarches proches sont présentes dans la littérature [FLHM05, PCH⁺06]. Pour chaque section de mesure de l'arbre, le centre du cercle "best-fit" (au sens des moindres carrés) est relevé. Puis l'ensemble de ces centres est collecté. Enfin, le cercle passant au plus proche de ces points est déterminé afin d'obtenir le rayon de courbure de l'arbre. La flèche dépend donc de l'orientation de ce cercle. Elle n'est pas systématiquement maximale au centre (à la section médiane) de l'arbre. La méthode proposée dans ce manuscrit est différente dans le sens où la flèche est considérée comme maximale au niveau du 3^{eme} comparateur situé à proximité du centre de l'arbre.

4.3.2 Métrologie de la denture

L'étude vise principalement à analyser les comportements des dentures lors du traitement thermique. Afin de pouvoir quantifier géométriquement ces évolutions, des mesures comparatives avant et après traitement thermique ont été appliquées. Le moyen de mesure utilisé lors de la deuxième campagne d'essais est une machine à mesurer tridimensionnelle spécialisée pour le contrôle de dentures de l'atelier du Département Fabrication Prototypes Cléon (DF3P) en raison de sa plus grande disponibilité pour effectuer les mesures que le moyen de l'atelier. Une comparaison entre les deux moyens sur une même pièce a montré des écarts de $2\mu\text{m}$ sur les bombés et $1\mu\text{m}$ sur les autres paramètres, voir Annexe E [Ren96, Hen99]. Ces valeurs sont acceptables car de l'ordre de grandeur de la répétabilité de la machine. Durant la mesure, la pièce est prise entre pointes comme en fabrication, voir Figure 4.8.a. Le palpeur vient mesurer en particulier trois dents pour obtenir les critères de profil et d'hélice d'une part. Un passage est également effectué sur toutes les dents pour obtenir les critères de division d'autre part. En sortie, la machine à mesurer fournit des procès verbaux (PV) illustrant les mesures et donnant les valeurs numériques pour hélice profil et division (HPD), voir Figure 4.8.b.

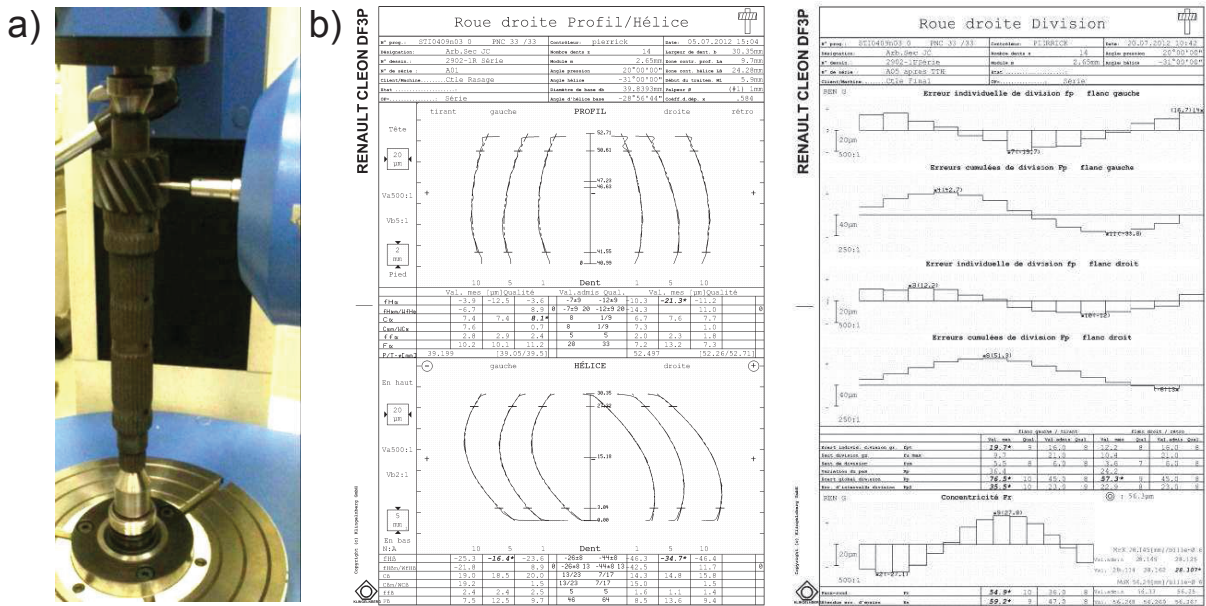


FIGURE 4.8 – a) Photographie d'arbre secondaire pris entre pointes sur la machine à mesurer tridimensionnelle et palpeur venant en contact des dents pour la mesure. b) Exemple de document en sortie de la machine à mesurer : hélice, profil et division sont illustrés et quantifiés numériquement.

Dans le cadre des essais effectués, le moyen de mesure a été calibré et validé sur pièce étalon toutes les 40 pièces mesurées. L'incertitude attribuée au moyen se situe à hauteur de $3\mu\text{m}$ pour les écarts de direction de profil $f_{H\alpha}$ et d'hélice $f_{H\beta}$, $2\mu\text{m}$ pour les bombés C , $5\mu\text{m}$ pour les écarts cumulés totaux de pas Fp et $3\mu\text{m}$ pour le battement simple radial à la bille F_{τ} . Après mesures sont générés des graphes de synthèse individuels. Il est alors

possible d'observer chaque pièce, interpréter les comportements par lots et construire éventuellement des graphes complémentaires.

4.3.3 Moyen de mesures de contraintes résiduelles

Principe [CLMS81]

Dans la suite des travaux, le porteur de potentiel "contraintes résiduelles" est expérimentalement étudié et en particulier quantifié. Dans la méthode de mesure de contraintes résiduelles par diffraction des rayons X, la distance interréticulaire (entre les plans cristallins) est utilisée comme jauge de déformations. Les variations de cette distance sont mesurées et dépendent de la contrainte. Par exemple si des plans cristallins sont soumis à une contrainte σ , alors la distance interréticulaire va varier et passer de d_0 à d . L'expression de la déformation ε est :

$$\varepsilon = \frac{d - d_0}{d_0} = \frac{\Delta d}{d_0}$$

Par différenciation de la loi de Bragg :

$$\varepsilon = \frac{\Delta d}{d_0} = -\frac{1}{2} \cotan\theta \cdot \Delta 2\theta$$

Cette relation montre :

- que la mesure de la déformation ε se fait à partir de la détermination de $\Delta\theta$, c'est-à-dire du déplacement des raies de diffraction correspondant à la famille de plans que l'on étudie,
- que l'on a intérêt à se placer à de grands angles θ pour augmenter la visibilité, concrètement avec $\theta > 45^\circ$.

Les relations contraintes-déformations permettent ensuite de déterminer la contrainte.

Technologie

La mesure de contraintes résiduelles par rayons X est une technique non destructive. Elle impose de travailler sur des surfaces localement planes, avec une accessibilité permettant de faire varier l'angle d'incidence grâce à une rotation de la pièce ou de l'ensemble tube-détecteur autour du point de mesure. Ensuite, pour chaque angle d'incidence, la position du pic de diffraction est déterminée [CLMS81]. En termes de pénétration, cette technique donne les niveaux de contraintes résiduelles à quelques μm sous la surface de la pièce. Pour obtenir des profils en profondeur, il est nécessaire de procéder à un enlèvement de matière.

Dans le cadre des essais, le moyen de mesures utilisé est de modèle *Proto iXRD* illustré en Figure 4.9. Vus l'acier, la composition microstructurale et en prenant en compte les erreurs liées au fitting (terme utilisé pour désigner l'identification des pics de diffraction), la confiance pouvant être accordée aux mesures et dépouillement a été évaluée à $\pm 30 MPa$.



FIGURE 4.9 – Photographie du dispositif de mesure de contraintes résiduelles par diffraction rayons X utilisé sur un arbre secondaire après rasage.

4.3.4 Moyen d'observations métallographiques

Durant les phases d'essais ont eu lieu plusieurs observations métallographiques. Afin de préparer les échantillons mesurés pour un passage devant microscope optique, les différentes étapes suivantes ont été appliquées :

- prélèvement de la pièce concernée,
- tronçonnage orthogonalement à l'axe de la pièce, au milieu de la denture, voir Figure 4.10,
- polissage sur différents disques avec particules de tailles respectives successives décroissantes, jusqu'à $3\mu\text{m}$,
- attaque au Nital 2% (pourcentage d'acide nitrique dilué dans l'alcool) pendant environ 5s,
- observations sur microscope optique avec grossissements (chronologiquement) : x1,7 ; x50 ; x100 ; x200 ; x500.

4.4 Conclusions

Dans un premier temps, l'attention a été portée sur le produit "arbre secondaire", sa production et le contexte industriel. Ce chapitre a également permis de synthétiser l'ensemble des outils utilisés par la suite lors des mises en œuvre numériques et expérimentales. Lorsqu'aucun moyen de mesure existant ne permettait de répondre aux besoins exprimés par les essais, de nouveaux outils ont été développés. Le banc de mesure de flèche



FIGURE 4.10 – Découpage de la denture pour observation métallographique dans le plan orthogonal à l'axe de la pièce.

ainsi que l'analyse associée entrent dans ce cadre. Dans les deux chapitres suivants, les plans d'essais présentés font appel à des moyens de production et de mesure dont la description a été faite dans ce chapitre.

Chapitre 5

Mise en œuvre sur une étape de fabrication

L'objectif de ce chapitre est de tirer profit des solutions aux verrous scientifiques et de montrer leurs applications potentielles. Les outils numériques sont utilisés pour l'application des méthodes proposées sur une étape de fabrication. Ils n'ont aucune vocation à être prédictifs d'une réalité physique ou industrielle. Ils permettent néanmoins de dégager certaines pistes de réflexion. La ligne industrielle de Cléon est ensuite le terrain d'une campagne d'essais expérimentaux.

Sommaire

5.1	Identification des déformations sur une étape numérique . . .	66
5.1.1	Objectif et démarche	66
5.1.2	Procédure numérique	68
5.1.3	Définition des déplacements et déformations "standards"	69
5.1.4	Identification des déformations pour une étape de fabrication .	70
5.1.5	Analyse du Résidu	72
5.1.6	Conclusion	73
5.2	Influence de la chronologie sur les contraintes	74
5.2.1	Introduction et Procédure	74
5.2.2	Résultats	74
5.2.3	Analyse et Discussions	75
5.3	Influence des contraintes au traitement thermique	76
5.3.1	Introduction	76
5.3.2	Procédure Expérimentale	77
5.3.3	Observations Métallographiques	78
5.3.4	Mesures de Contraintes Résiduelles	79
5.3.5	Déformations Globales	81
5.3.6	Déformations Locales	83
5.3.7	Analyse et Discussions	83
5.4	Conclusions	85

5.1 Identification des déformations sur une étape numérique

5.1.1 Objectif et démarche

Afin de déterminer les amplitudes des déformations au fur et à mesure de la gamme de fabrication, la méthode proposée [HBB⁺11] en réponse au verrou *V1* en Figure 5.1 peut être appliquée. A partir de la discrétisation de la pièce en un nuage de points et en suivant l'évolution de leurs coordonnées, les amplitudes de chaque type de déformation sont identifiées.

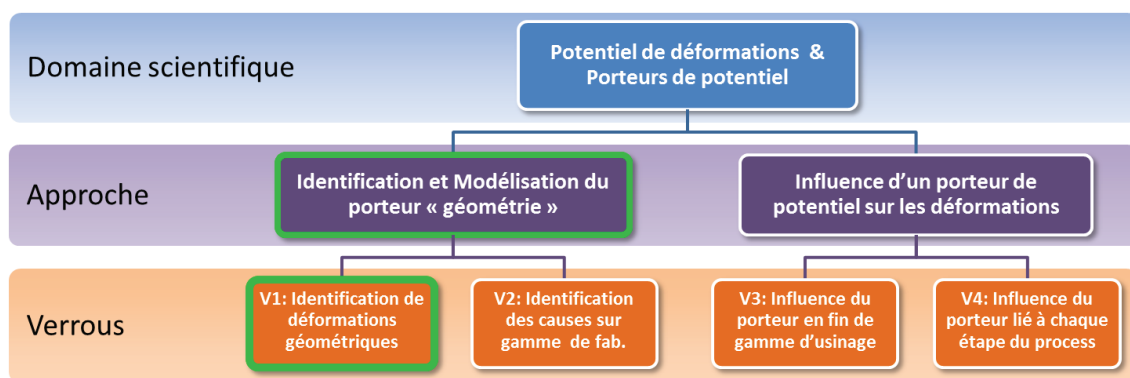


FIGURE 5.1 – Dans le cadre de la démarche engagée, le verrou *V1* vise à identifier les déformations géométriques liées au porteur "géométrie".

Dans le cas présent, une étape de fabrication d'une pièce numérique est simulée : le tournage. Il ne s'agit pas de corroborer les résultats avec la réalité expérimentale mais bien de valider la démarche sur une étape de fabrication numérique. A défaut d'être prédictif ou réaliste, le produit choisi s'inspire néanmoins librement d'un arbre secondaire automobile, en acier $20MnCr5$.

L'objectif est ici d'observer l'impact d'un nouvel équilibre entre contraintes résiduelles et déformations géométriques. L'usinage contribue à modifier le champ de contraintes résiduelles par enlèvement d'une partie de la matière de la pièce. La visibilité de ces déformations dépend des niveaux et de la répartition du champ de contraintes résiduelles initial. Deux solutions se présentent alors pour générer ce champ :

- Créer artificiellement un champ de contraintes résiduelles et l'introduire comme donnée d'entrée initiale de la modélisation,
- Obtenir un champ de contraintes résiduelles à partir des résultats d'une étape de fabrication précédente.

La deuxième solution a été choisie pour plusieurs raisons. Tout d'abord, obtenir un champ de contraintes résiduelles à partir d'une étape de fabrication simulée ne nécessite pas d'avoir à bâtir de toutes pièces un champ de contraintes résiduelles. D'autre part, dans le cas présent, le tournage fait suite à des opérations de mise en forme par

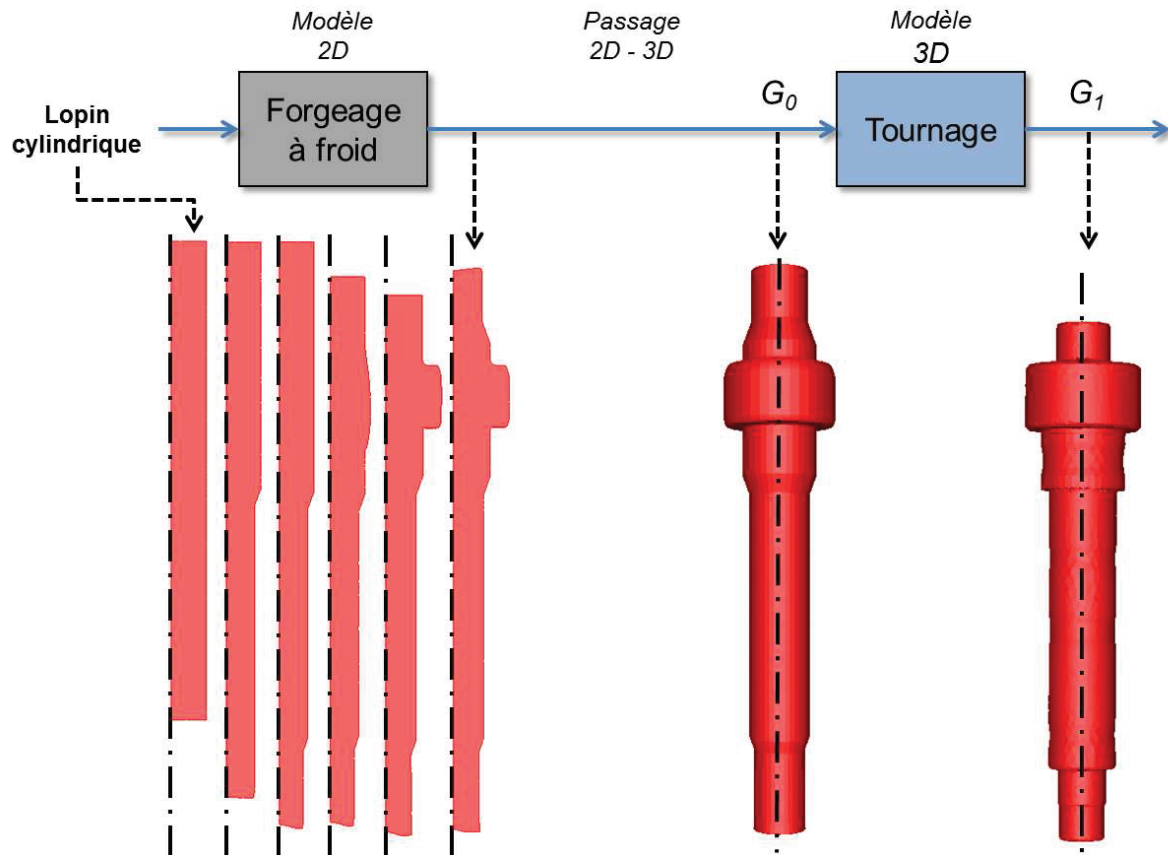


FIGURE 5.2 – Gamme de forgeage et étape d’usinage d’un produit numérique. A partir des fichiers de marquage répartis dans la pièce, les déformations au tournage sont identifiées.

forgeage à froid. Ce process génère un état en contraintes résiduelles initial significatif avant usinage [CKK⁺04]. En construisant une gamme de forgeage à froid, des niveaux de contraintes résiduelles significatifs seront obtenus. A défaut de connaître la gamme précise de forgeage pratiquée par les fournisseurs de pièces forgées pour Renault, une gamme de fabrication crédible (en terme de géométrie et de contraintes résiduelles) de pièce numérique sans corroboration avec la gamme industrielle réelle a été conçue puis mise en œuvre. Cette gamme de forgeage n’est donc pas forcément optimale en termes par exemple de nombres d’étapes ou de préservation des outillages, mais l’objectif n’est pas là.

L’opération d’usinage est modélisée ici uniquement par enlèvement de matière (concrètement en supprimant des mailles). De nombreuses études ont été menées concernant la simulation par éléments finis de l’usinage et en particulier concernant la formation des copeaux, les variations de températures et les efforts de coupe [KBH⁺02]. Les recherches se focalisent également sur les interactions entre le process et la machine, les matériaux des pièces usinées, l’influence de l’outil sur le process [BEW09] ainsi que les aspects vibratoires [GLR11]. Parmi toutes ces approches, la méthode utilisée ici diffère donc quelque peu. Seule la perturbation entre contraintes résiduelles et géométrie est considérée. Les autres phénomènes liés à l’usinage (par exemple l’apport ou le retrait de contraintes résiduelles directement dues à l’usinage) ne sont pas pris en compte. Par l’enlèvement de

mailles, les déformations ont pour unique origine le nouvel équilibre entre contraintes résiduelles et géométrie.

5.1.2 Procédure numérique

Le procédé de fabrication commence par le forgeage à partir d'un lopin cylindrique. La gamme de forgeage est visible en Figure 5.2 et comporte 5 étapes, chronologiquement :

- deux étapes de filage (génération du corps de l'arbre),
- deux étapes de refoulement permettant de générer la plus grosse section de l'arbre, où seront usinées les dentures,
- une dernière étape de filage en haut de l'arbre.

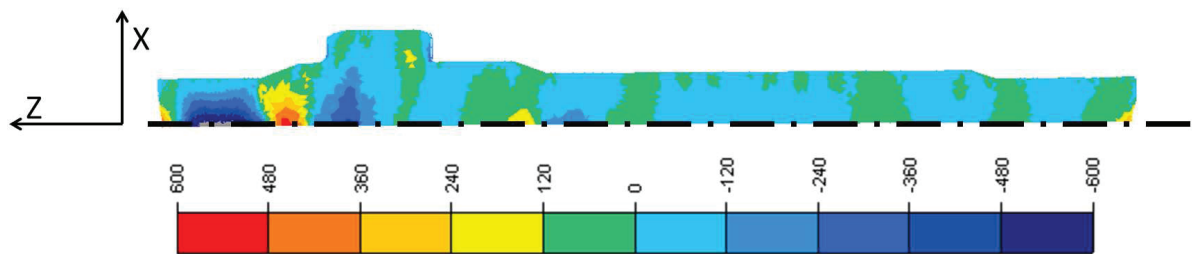


FIGURE 5.3 – Niveaux de contraintes résiduelles suivant σ_{xx} obtenus après forgeage en MPa.

A l'issue de cette étape de forgeage est obtenue la pièce présentée en Figure 5.3. Les niveaux de contraintes résiduelles suivant la direction radiale sont répartis principalement entre -120 et +120 MPa sur la plus grande partie de l'arbre. Quelques emplacements notamment au niveau de la future denture et à l'extrémité d'arbre côté denture ont cependant des niveaux plus forts, allant localement jusqu'à environ 600 MPa en norme. Au final, la gamme de forgeage construite ici permet d'obtenir une pièce en début de gamme d'usinage présentant des niveaux de contraintes résiduelles significatifs. De cette façon, les déformations en usinage liées au relâchement de contraintes devraient être sensibles.

Comme les opérations de forgeage sont supposées axisymétriques, la gamme de forgeage a été modélisée en 2 dimensions. Ainsi, la taille du maillage a pu être réduite à 1 mm au global et 0.4 mm sur les zones les plus déformées. Le fait de travailler en 2 dimensions permet également de réduire le temps de calcul à quelques heures par opération de forgeage. Suite au forgeage, une reconstruction en 3 dimensions de la pièce a été effectuée puis un remaillage de l'ensemble de la pièce à 1 mm. Lors de la gamme d'usinage, de faibles déformations interviennent, uniquement liées au rééquilibrage entre contraintes résiduelles et géométrie. Par conséquent, il a été possible de supprimer le remaillage durant l'usinage sans risquer d'obtenir des mailles trop déformées. En conservant le même maillage, le lien entre les points du marquage et le maillage a donc été conservé.

Ensuite, l'usinage est modélisé par enlèvement de matière (fonction "ébavurage"). Puis au début de la résolution numérique le nouvel équilibre contraintes résiduelles /

géométrie est calculé. Afin d'obtenir les données géométriques en N points de la pièce, 4 plans équirépartis ayant pour intersection l'axe \vec{z} sont utilisés. Les plans comprennent environ 70000 points chacun. Le nombre de points ainsi que la taille des mailles ont été déterminés afin d'obtenir un compromis acceptable entre justesse des résultats obtenus et temps de calcul. Ce choix s'appuie sur l'étude [Nic09] pour laquelle 20 000 points et une taille de maille inférieure à 1,7 mm avaient été considérés pour une pièce de dimensions du même ordre de grandeur. Dans l'étude présente, les points sont liés à la pièce et leurs coordonnées sont utilisées tout au long de l'étape d'usinage comme données d'entrée pour les matrices de géométrie G_k précédemment décrites. La Figure 5.4 illustre un exemple de plan et ses génératrices. Chacun des 4 plans de marquage donné passe par l'axe de la pièce. Il comprend cinq couples de génératrices. Chaque couple inclut deux génératrices parallèles et situées à la même distance de l'axe. Au final, chacun des 5 groupes comprend 8 génératrices situées à la même distance de l'axe et réparties à 45° .

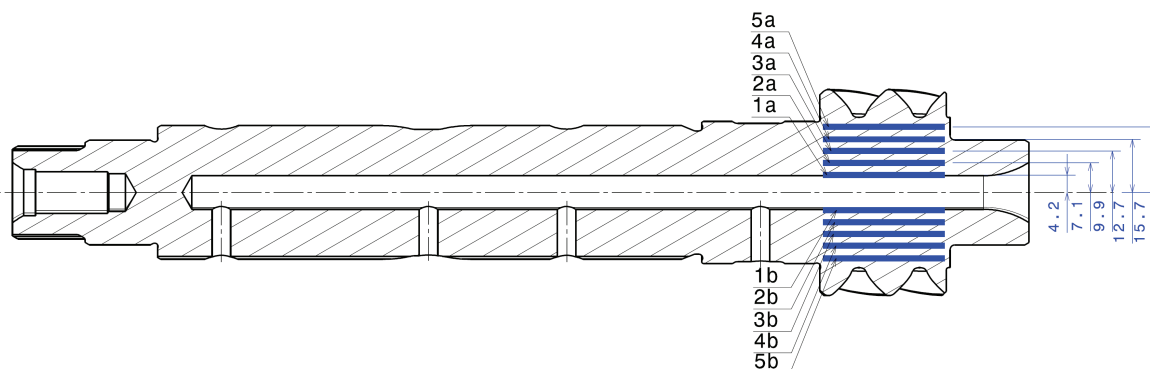


FIGURE 5.4 – Plan de coupe de l'arbre et positions des 5 couples de génératrices (1a & 1b, 2a & 2b, 3a & 3b, 4a & 4b, 5a & 5b) présents dans la jante du pignon. Les génératrices 1a et 1b sont les plus intérieures tandis que les génératrices 5a et 5b sont les plus externes. Chacun des 4 plans de marquage comprend ainsi cinq couples de génératrices.

5.1.3 Définition des déplacements et déformations "standards"

Avant l'identification, il est nécessaire de définir les transformations standards (déplacements et déformations) suivant lesquelles seront déterminées les amplitudes correspondantes après projection. C'est d'ailleurs l'avantage de cette méthode : permettre un choix des modes de transformations donnant ainsi une flexibilité et une adaptabilité vis-à-vis du besoin. Les déplacements sont pris en compte en premier, la pièce pouvant se déplacer dans l'espace durant une opération de fabrication. Dans le cas d'une mesure physique sur machine à mesure tridimensionnelle, cette première détermination des déplacements s'apparenterait à un dégauchissage. Ainsi les 3 translations et les 3 rotations suivant les axes de la base de mesure sont suffisants pour traduire le déplacement d'un corps rigide dans l'espace. L'hypothèse des petits déplacements est posée, ce qui permet de linéariser les rotations dans la définition de leur signature.

Puis, 8 déformations standards normées sont définies et présentées en Table 5.1. Le choix de ces déformations a été effectué à partir des déformations type d'un cylindre [SHB⁺02], la pièce d'étude présentant une proximité avec ce type de géométrie. Ensuite, la méthode présentée dans le paragraphe 3.2 est appliquée. Ainsi à partir de la compilation de toutes les transformations présentées dans ce tableau, la base A peut être orthonormalisée en B par la méthode de Gram-Schmidt. Ensuite, par projection du vecteur global de déformation $\vec{\varepsilon}_k$ sur B et changement de base pour revenir sur la base A , sont obtenues les amplitudes ainsi identifiées des transformations standards.

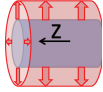
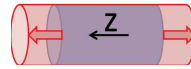
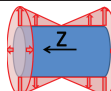
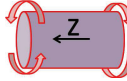


Nom	Description	Catégorie	Illustration	Spécification
$T_{\vec{x}}$	Translation \vec{x}	Déplacement	-	
$T_{\vec{y}}$	Translation \vec{y}	Déplacement	-	
$T_{\vec{z}}$	Translation \vec{z}	Déplacement	-	
$R_{\vec{x}}$	Rotation \vec{x}	Déplacement	-	Hyp. des petits déplacements, les rotations sont linéarisées.
$R_{\vec{y}}$	Rotation \vec{y}	Déplacement	-	
$R_{\vec{z}}$	Rotation \vec{z}	Déplacement	-	
D_r	Dilatation radiale	Déformation		Dans le plan orthogonal à \vec{z} Norme proportionnelle à la distance "point"/ \vec{z} .
$E_{\vec{z}}$	Élongation axiale	Déformation		Suivant \vec{z} . Norme proportionnelle à la distance "point"/"centre pièce".
D_a	"Diabolo" Linéaire	Déformation		Dans le plan orthogonal à \vec{z} Norme prop. à la distance "point"/"centre pièce".
T	Torsion d'axe \vec{z}	Déformation		Dans le plan orthogonal à \vec{z} Norme prop. à la distance "point"/"centre de la pièce".
$F_{\vec{x}}$	Flèche suivant \vec{x}	Déformation		Suivant \vec{x} . Norme prop. à la distance "point"/"extrémité de pièce".
$F_{\vec{y}}$	Flèche suivant \vec{y}	Déformation		Suivant \vec{y} . Norme prop. à la distance "point"/"extrémité de pièce".

TABLE 5.1 – Synthèse des déplacements et déformations standards à identifier : 6 déplacements de corps rigide et 6 transformations.

5.1.4 Identification des déformations pour une étape de fabrication

A partir des fichiers marquage obtenus entre chaque étape de fabrication, la méthode d'identification des déformations pour des points répartis dans le volume d'une pièce et répondant au verrou $V1$ de la Figure 5.1 est appliquée au tournage. Elle permet ainsi de

déterminer les amplitudes des déformations associées à cette étape de fabrication grâce aux fichiers marquage permettant d'obtenir la géométrie G_0 avant tournage et la géométrie G_1 après tournage. Les différences de géométrie de pièce avant et après tournage sont visibles en Figure 5.2.

L'identification est appliquée sur les points placés dans le volume du cylindre où sera taillée la denture, nommée *jante* du pignon. Cette opération est effectuée indépendamment pour chaque groupe de lignes génératrices de points de marquage. De cette façon, les déplacements et déformations de l'intérieur ne perturbent pas par exemple l'identification de l'extérieur. Les résultats sont présentés en Figure 5.5. Le résidu apparaît sur le graphique sous la forme de barres d'erreurs relatives à chaque génératrice. Il ne s'agit donc pas d'une erreur à proprement parler mais d'une illustration de la part d'informations non traduite par l'identification proposée. Plus la génératrice s'éloigne de l'axe de la pièce, plus l'identification génère un résidu important en norme. Les ordres de grandeur des déformations sont en effet plus importants pour les génératrices extérieures, ce qui explique en partie la croissance du résidu. Néanmoins pour chaque génératrice le rapport entre la norme du résidu total et la norme du vecteur déformation totale ne dépasse pas 6% ce qui témoigne de la qualité de l'identification.

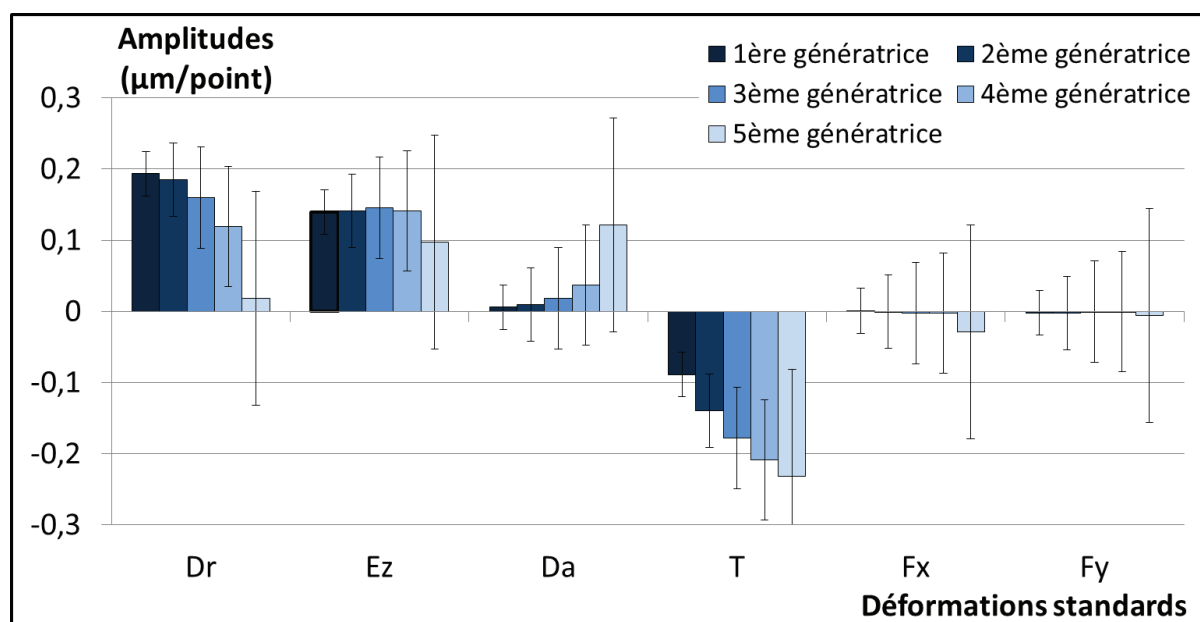


FIGURE 5.5 – Déformations identifiées au tournage : D_r Dilatation radiale, E_z Élongation axiale, D_a Diabolo linéaire, T Torsion d'axe \vec{z} , F_x Flèche suivant \vec{x} , F_y Flèche suivant \vec{y} . Les barres d'erreur représentées sur le graphique correspondent à la norme du résidu de l'identification par point.

Du point de vue des déformations, une dilatation radiale décroissante et une élongation axiale constante sont observées. Les amplitudes associées à ces deux déformations sont positives, ce qui se traduit par une croissance du volume global de la *jante*. Ensuite, la plus forte déformation est constatée sur la cinquième génératrice donc la plus externe

avec un effet torsion négatif quantifié à $-0,23\mu m$. A l'origine la pièce est issue d'une étape de forgeage en 2D puis le logiciel permet de la reconstruire en 3D pour la suite des étapes de fabrication. Par conséquent, obtenir des effets de torsion semble contradictoire vu ce caractère axisymétrique de la pièce et de l'opération de tournage. Ceux-ci peuvent néanmoins être expliqués par la reconstruction imparfaite 2D/3D (en réalité en 36 pas angulaires) ainsi que par une possible excentration entre l'empreinte de tournage et l'axe de la pièce. La torsion apparaît comme décroissante au fur et à mesure du rapprochement de l'axe de la pièce. Dans la définition des signatures de déformations, la torsion est linéarisée par conséquent elle est traduite comme une distance linéaire et non pas un angle. Par conséquent à angle de torsion constant, plus l'éloignement entre le point considéré et l'axe de la pièce est élevé, plus la déformation apparaît comme importante. Cet effet est ici retrouvé au travers de l'évolution des amplitudes de torsion en fonction des génératrices. Le même principe explique également la croissance de l'effet diabololo au fur et à mesure des génératrices. Ainsi, une déformation plus élevée est identifiée pour la génératrice la plus externe.

La dilatation radiale et l'élongation axiale de la *jante* sont consécutives au tournage. Durant cette opération, la peau de la pièce a été enlevée sur une épaisseur de plusieurs millimètres. Les niveaux et les gradients de contraintes résiduelles dans les parties superficielles de pièce après forgeage sont élevés, ce qui s'observe en partie en Figure 5.3. De plus, le niveau de contraintes au niveau de la jante est parmi les plus élevés de la pièce en raison de l'étape de refoulement durant le forgeage à froid. La partie interne de la pièce est surtout sujette à des contraintes radiales de compression. Par conséquent, un enlèvement de matière de la partie externe a tendance à conduire à un relâchement du matériau et donc à une expansion de la pièce.

5.1.5 Analyse du Résidu

En observant les variations du résidu au fur et à mesure de l'identification, plusieurs informations peuvent être obtenues. Le cas de la première génératrice est présenté en Table 5.1.5. Lors de la première boucle, seuls les déplacements d'un corps rigide sont identifiés. Puis, l'identification prend en compte la dilatation radiale dans la deuxième boucle. L'élongation axiale est ajoutée dans la troisième boucle et ainsi de suite. A la septième boucle, la projection orthogonale est effectuée sur une base générée à partir des 6 déplacements de corps rigide et les 6 déformations. Au fur et à mesure des identifications, la taille du résidu diminue. De cette façon, en ajoutant un mode de déformation supplémentaire, l'identification traduit plus d'informations que sans ce mode de déformation. Les faibles amplitudes des déformations en flèche et de variation des résidus lors de l'ajout de ces modes de déformations montrent la quasi absence des effets de fléchage.

D'autre part, les valeurs des amplitudes sont un indicateur des potentielles interactions entre modes de déformations. Ainsi, l'amplitude de la dilatation radiale décroît légèrement lorsque l'effet diabololo est ajouté. Une partie de l'effet diabololo était donc incluse dans l'effet dilatation radiale. Une autre méthode de vérification du bon déroulement de l'identification consiste en une comparaison entre modes de déformations deux à deux.

L'exemple de la dilatation radiale et de l'élongation axiale est ainsi présenté en Table 5.1.5. Par exemple, dans le cas des boucles 2 et 2 bis sont appliquées en plus du déplacement d'un corps rigide une déformation seule, respectivement une dilatation radiale D_r et une élongation axiale E_z . La boucle 3 comprend les deux modes de déformations simultanés : dilatation radiale et élongation axiale. Le résidu vaut alors $3,9 \cdot 10^{-2} \mu m / point$ contre respectivement $5,3 \cdot 10^{-2} \mu m / point$ et $4,8 \cdot 10^{-2} \mu m / point$ dans les cas "individuels". Appliquer les deux modes séparément conduit à des résidus plus forts que lorsque les deux modes sont présents. Par conséquent, une interaction entre les deux modes de déformations peut être suspectée. Ce deuxième moyen de vérification a été utilisé sur l'ensemble des identifications présentées dans cette partie.

boucle	Dr	Ez	Da	T	Fx	Fy	Résidu final
1							5,9E-02
2	2,0E-01						5,3E-02
3	2,0E-01	1,4E-01					3,9E-02
4	1,9E-01	1,4E-01	6,1E-03				3,9E-02
5	1,9E-01	1,4E-01	6,1E-03	-8,9E-02			3,1E-02
6	1,9E-01	1,4E-01	6,1E-03	-8,9E-02	9,5E-04		3,1E-02
7	1,9E-01	1,4E-01	6,1E-03	-8,9E-02	9,5E-04	-2,3E-03	3,1E-02
2bis		1,4E-01					4,8E-02

TABLE 5.2 – Valeurs des amplitudes de déformations et tailles des résidus finaux associés à la 1^{ère} génératrice lors du tournage au fur et à mesure des identifications. Toutes les valeurs numériques sont en μm par point. Les déformations présentées sont : D_r Dilatation radiale, E_z Élongation axiale, D_a Diabolo linéaire, T Torsion d'axe \vec{z} , F_x Flèche suivant \vec{x} , F_y Flèche suivant \vec{y} .

5.1.6 Conclusion

Concernant l'identification ainsi effectuée, plus de 94% en norme des transformations réelles a été identifié à travers les transformations standards choisies et présentées en Table 5.1. En d'autres termes, la méthode présentée est capable d'identifier la plupart des déplacements et déformations apparaissant durant ce process. Ajouter d'autres modes de déformations pourrait apparaître comme une solution permettant de diminuer encore la taille du résidu. Pour autant, le risque d'interaction entre les déformations lors de l'identification serait également plus élevé. L'observation des résidus est un moyen de contrôle et d'informations quant à la pertinence des modes de déformations.

L'hypothèse de petits déplacements / déformations est bien ici respectée car que les plus petites dimensions des pièces (taille de maille) sont d'environ 0,4mm, soit plus de 100 fois celui des déformations (ces derniers ont un ordre de grandeur maximal inférieur au μm). D'autre part, l'hypothèse de linéarité des signatures a été une contrainte dans la définition des signatures. En revanche, dans le cas d'une éventuelle corrélation expérimentale, la linéarité des phénomènes devrait être contrôlée. Enfin, le caractère indépendant des signatures a été observé dans le paragraphe 3.2 et mettait en exergue une possible

dépendance entre l'élongation axiale E_z et la translation T_z .

A travers cette étude, l'idée était de mettre en œuvre la méthode proposée afin d'identifier les déformations géométriques appliquée à une étape de fabrication. Ainsi suite à une gamme numérique de forgeage, une opération (également numérique) de tournage a été effectuée et les déformations géométriques liées au relâchement de contraintes résiduelles ont été identifiées. Le tournage apparaît comme influent en termes de dilatation radiale, d'élongation axiale ainsi que d'effets torsion et diabolos.

5.2 Influence de la chronologie sur les contraintes résiduelles

5.2.1 Introduction et Procédure

Afin d'observer l'influence de l'histoire mécanique sur les contraintes résiduelles, deux gammes de fabrications numériques ont été construites par éléments finis avec l'outil Forge 2009TM précédemment décrit. Ces deux gammes ne comprennent chacune que deux étapes de fabrication. En effet, l'idée est de comparer dans un cas simple quel est l'impact sur les contraintes résiduelles d'une inversion dans l'ordre de ces deux étapes. Ainsi, un cylindre de diamètre $30mm$, de longueur $100mm$ et composé d'acier $20MnCr5$ est l'objet de cette étude. A l'origine un champ de contraintes résiduelles déséquilibré lui est imposé : $+700MPa$ dans la direction ZZ dans un cylindre de diamètre $15mm$ à son cœur et $-600MPa$ dans sa partie extérieure. La première étape de calcul conduira à un équilibre global du champ de contraintes au sein de la pièce. Les valeurs initiales de $-600MPa$ et $+700MPa$ ont été choisies de manière arbitraire, l'idée étant d'imposer des niveaux élevés pour garantir une visibilité des résultats. Ensuite, deux gammes de fabrications virtuelles ont été imposées à ce cylindre, voir en Figure 5.6 :

Gamme 1 l'arbre est foré en son centre (trou débouchant de $12mm$ de diamètre) puis tourné (épaisseur radiale enlevée de matière : $2mm$),

Gamme 2 l'arbre est tourné (épaisseur radiale enlevée de matière : $2mm$) puis foré en son centre (trou débouchant de $12mm$ de diamètre).

Les étapes d'usinage sont effectuées avec ForgeTM uniquement par enlèvement de matière (en l'occurrence de mailles). Aucune modification de température ou de contraintes résiduelles ne découle directement de cette opération. C'est par la suite, lors du calcul qu'un équilibre est généré au sein de la pièce entre champ de contraintes résiduelles et géométrie. Les deux opérations de fabrication sont donc strictement identiques. La température, micro-structure et composition chimique sont considérées comme homogènes. En conséquence, la seule différence entre les deux gammes est leur histoire.

5.2.2 Résultats

Les deux gammes de fabrication sont donc appliquées en parallèle : forage puis tournage d'une part, tournage puis forage d'autre part. Les niveaux de contraintes résiduelles sont obtenus par calcul, par conséquent les incertitudes peuvent être attribuées aux erreurs numériques. En revanche, en aucun cas l'idée n'est de reproduire une quelconque

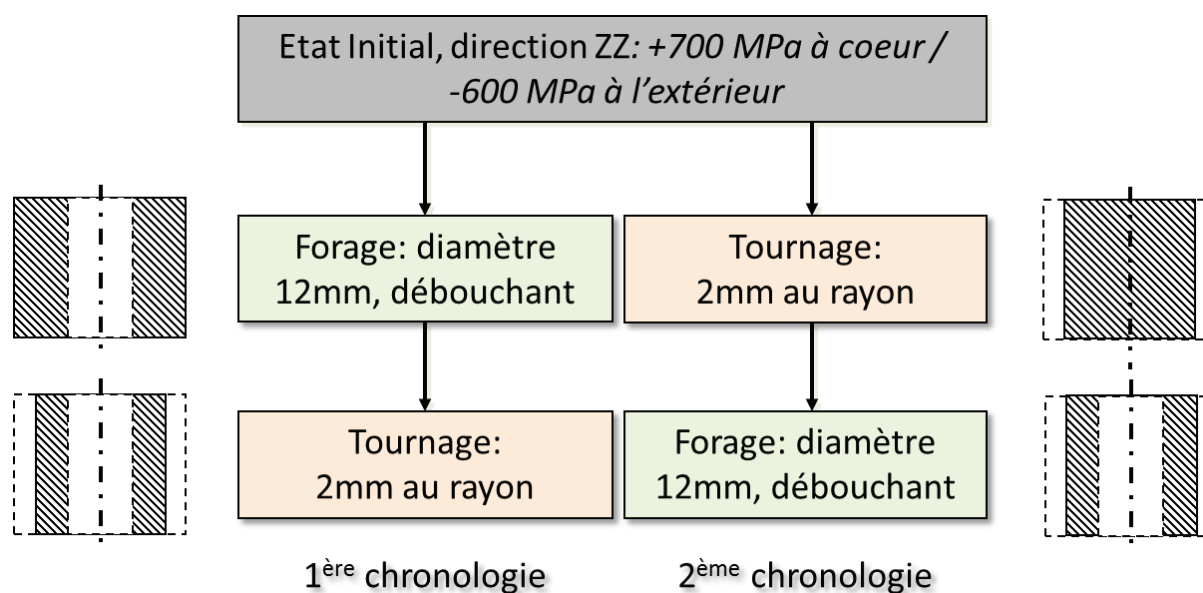


FIGURE 5.6 – Protocole d'essais. En appliquant deux opérations de fabrications mais dans une chronologie différente, l'influence de l'histoire sur les contraintes résiduelles sera révélé.

réalité expérimentale. L'objectif est bien ici d'observer si les niveaux de contraintes résiduelles sont significativement différents, une grande précision n'est donc pas requise.

La Figure 5.7 présente les résultats en fonction de la position radiale du point considéré. Tout d'abord par le jeu des enlèvements de matière et équilibres de contraintes, les niveaux de contraintes résiduelles issus de deux gammes ont déçu. Néanmoins, les distributions de contraintes sont bien différentes. La première gamme de fabrication (forage puis tournage) conduit à de plus grandes amplitudes, de -20MPa à $+300\text{MPa}$. Le gradient de contraintes est fort sur les premiers millimètres du bord de forage. Une telle distribution est probablement héritée de l'état initial et de la disparition du cœur de pièce à l'origine. Durant le forage le cœur de pièce disparaît instantanément, emportant avec lui les forts niveaux de contraintes résiduelles positifs. Ainsi, après cette étape de fabrication, les contraintes positives sont "moins nombreuses" et la pièce s'équilibre. Au contraire, la deuxième gamme de fabrication (tournage puis forage) génère de plus faibles variations. Cet effet peut être expliqué par de plus progressives évolutions de contraintes résiduelles à l'intérieur de la pièce durant son process.

5.2.3 Analyse et Discussions

Suite à la construction de ces deux gammes virtuelles de fabrication, de forts niveaux de contraintes résiduelles et des étapes significatives d'usinage ont été appliquées afin de gagner en visibilité. Ainsi, des différences significatives sont observables entre les deux pièces ayant subies deux chronologies de fabrication distinctes. Géométriquement parlant, les deux étapes de fabrications avaient les mêmes paramètres (diamètre de forage et épaisseur d'enlèvement de matière), l'histoire était la seule variable en présence. Par

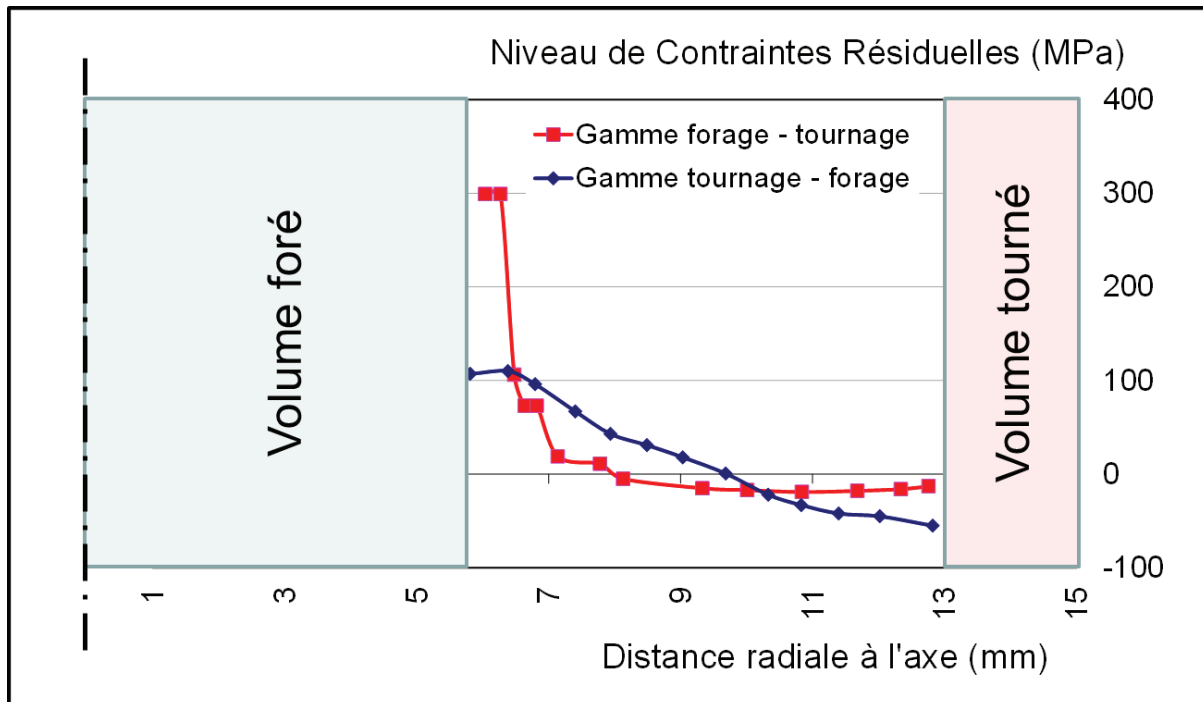


FIGURE 5.7 – Contraintes résiduelles dans la direction ZZ pour la gamme "forage-tournage" et la gamme "tournage-forage" en fonction de la position radiale du point considéré.

conséquent, la chronologie de fabrication apparaît comme un facteur influent sur l'état final en contraintes résiduelles.

Dans le cas d'une pièce industrielle, se placer dans le cas de la deuxième chronologie (gamme tournage-forage) peut être une solution pour homogénéiser la distribution des contraintes résiduelles au sein de la pièce et donc potentiellement limiter les déformations après traitement thermique. Comparer les différences en termes de dimensions finales pour des pièces issues des deux gammes est une perspective de ces travaux afin d'observer cette fois l'impact de la chronologie sur la géométrie.

5.3 Observation expérimentale de l'influence des contraintes au traitement thermique

5.3.1 Introduction

La fabrication des arbres secondaires comprend en premier lieu un forgeage à froid, procédé générateur de niveaux significatifs de contraintes résiduelles dont le relâchement affecte les déformations [CKK⁺04]. De plus, le tournage et le taillage des dentures modifient les champs de contraintes résiduelles et les déformations futures [BCK⁺82, Koh09]. Par conséquent, parmi l'ensemble des porteurs de potentiel l'approche a été orientée vers le porteur de potentiel "contraintes résiduelles" car son niveau et son influence appa-

raissent comme significatifs d'après le retour d'expérience industriel et l'état de l'art.

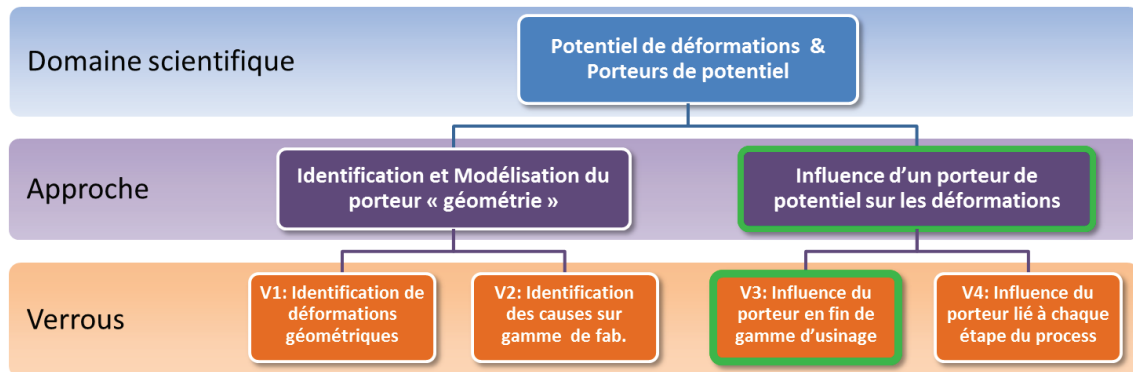


FIGURE 5.8 – Dans le cadre de la démarche engagée, le verrou *V3* vise à identifier l'influence d'un porteur de potentiel (ici les contraintes résiduelles) en fin de gamme d'usinage.

Afin de pouvoir observer l'impact de ce porteur de potentiel sur les déformations au traitement thermique, une solution est donc de neutraliser un lot et de comparer son comportement avec un lot type "gamme série" ou non-neutralisé avant traitement thermique. Cette solution au verrou *V3* de la Figure 5.8 est détaillée dans le chapitre 3. Concrètement, pour pouvoir neutraliser un état de contraintes résiduelles, une solution technique est d'appliquer un traitement de détente au lot de pièces. Les essais qui suivent ont pour but de répondre aux deux questions suivantes :

- Les traitements de détente appliqués permettent-ils de diminuer significativement les contraintes résiduelles ?
- Les effets des différences de niveaux de contraintes résiduelles (entre lots "série" et lots détendus) sont-ils visibles sur la géométrie après traitement thermique ? Autrement dit : cette méthode donne-t-elle des résultats permettant une distinction exploitable entre les différents lots ?

5.3.2 Procédure Expérimentale

La procédure expérimentale utilisée est décrite en Figure 5.9. Après usinage sur moyen industriel, les arbres de boîtes de vitesses sont divisés en trois lots :

- le lot *A* n'est pas détendu,
- le lot *B* est maintenu 4 heures à 200 °C à l'air,
- le lot *C* est maintenu 4 heures à 600 °C sous atmosphère d'argon.

Les contraintes résiduelles sont mesurées axialement et tangentiellement par diffraction rayons X aux étapes de mesures 1 et 2 sur trois sections de l'arbre (en 3 positions axiales de l'arbre et en effectuant la mesure pour plusieurs points de la "section" définissant cette position angulaire). L'incertitude du moyen de mesure est évaluée à $\pm 30\text{MPa}$. D'autre part, en mesurant les contraintes résiduelles avant et après traitement thermique, les influences de la température et l'efficacité de la détente sont quantifiées. Du point de vue

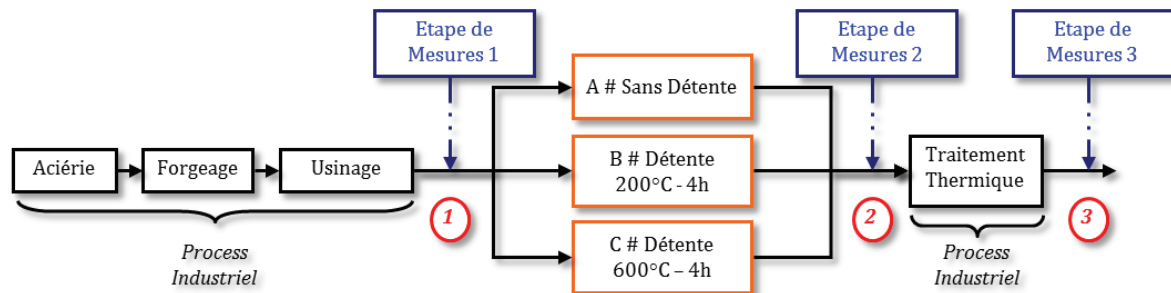


FIGURE 5.9 – Plan d’expériences. Par application d’une détente avant traitement thermique sur les lots *B* et *C*, l’influence des contraintes résiduelles au traitement thermique est observée par comparaison avec le lot *A*.

global des déformations, l’orientation et la norme de la flèche de l’arbre sont considérées. Ensuite, la surface des dentures est mesurées par la machine à mesurer tridimensionnelle présente dans l’atelier Renault et utilisée quotidiennement pour le contrôle des dentures produites. Enfin, l’hypothèse est posée selon laquelle parmi tous les porteurs de potentiel, la température et la composition chimique/les ségrégations sont supposées identiques durant les trois états de mesures 1, 2 et 3. Concernant les microstructures, le prochain paragraphe donne plus de détails.

5.3.3 Observations Métallographiques

Afin d’évaluer les variations éventuelles de micro-structure durant les détentes, un arbre provenant de chaque lot *A*, *B*, et *C* a été analysé : distribution, orientation, forme et taille des grains d’une part, nature des phases d’autre part. Les arbres ont été prélevés au point de mesure 2 donc après la détente pour les arbres des lots *B* et *C*. L’arbre est ensuite tronçonné en milieu de denture perpendiculairement à son axe. Après un polissage à $3\mu m$ et une attaque au Nital 2% pendant environ 5 secondes, les observations sont effectuées sur microscope optique en grossissement 50 (non-présenté ici), puis 100 (première ligne en Figure 5.10) et enfin 500 (deuxième ligne en Figure 5.10).

Les résultats sont présentés en Figure 5.10, respectivement de gauche à droite : pièce non détendue, pièce détendue 4 heures à $200^{\circ}C$ et pièce détendue 4 heures à $600^{\circ}C$. Les distributions sont relativement homogènes dans les trois cas, avec des alignements visibles dans la denture en grossissement 100. Ensuite le grossissement 500 permet de détecter visuellement des structures à base de ferrite (en blanc) et perlite lamellaire (en noir). La taille de grain est évaluée à G8 par comparaison par image type sur oculaire sur les trois pièces. D’autre part, la dureté a été mesurée pour la pièce du lot *A* : $261Hv$ en dent et $243Hv$ à cœur de l’arbre. Dans le cas de la pièce issue du lot *C* détendue à $600^{\circ}C$, la dent présente une dureté de $245Hv$ contre $251Hv$ à cœur. Les valeurs sont donc sensiblement similaires pour les deux pièces. Par conséquent la forme, la taille, la distribution des grains ainsi que les natures des phases et les duretés sont similaires avec et sans détente. Les traitements de 4 heures à $200^{\circ}C$ et $600^{\circ}C$ n’affectent donc pas la micro-structure.

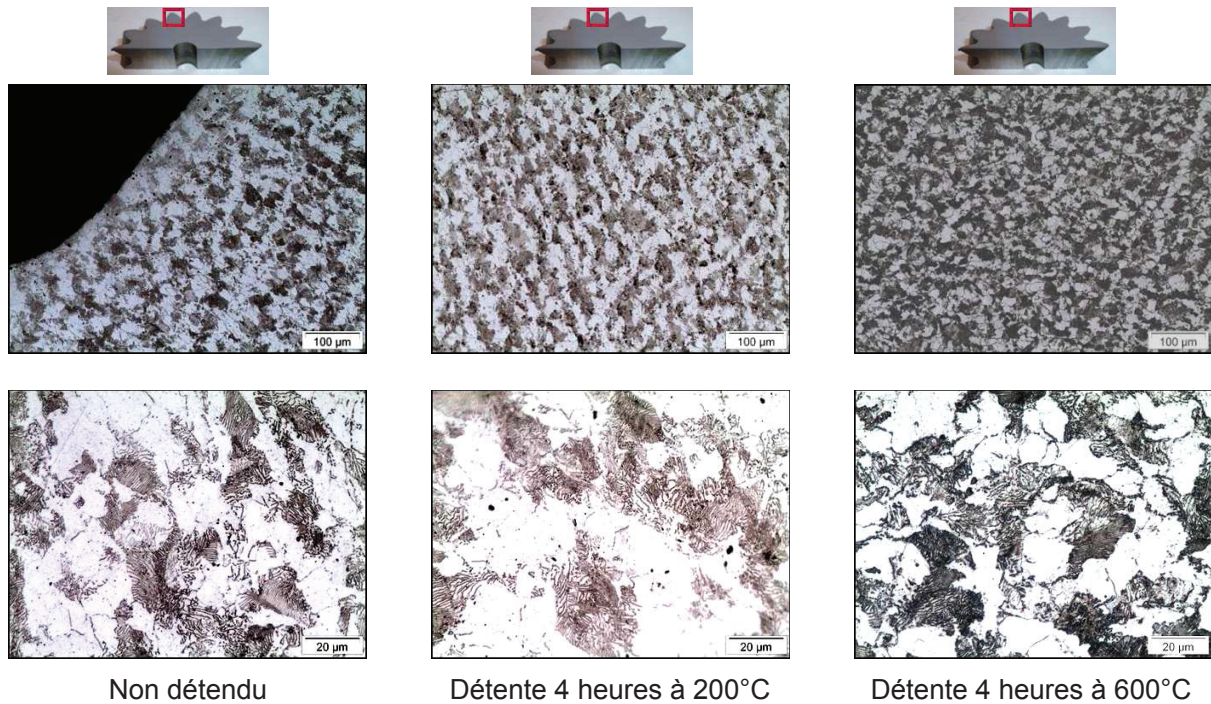


FIGURE 5.10 – Observation métallographique d’une pièce non détendue (à gauche), d’une pièce détendue 4 heures à 200° C (au centre) et d’une pièce détendue 4 heures à 600° C (à droite). L’arbre est coupé perpendiculairement à son axe et l’observation effectuée par microscope optique au niveau d’une dent, en grossissements 100 (au dessus) et 500 (au dessous).

Prolonger plus longtemps le traitement pourrait apparaître comme une solution pour favoriser le relâchement de contraintes résiduelles. Dans ce cas, n’y a-t-il pas un risque de voir également la microstructure évoluer par ce maintien en température pendant une plus longue durée? L’expérience a été menée avec trois pièces prélevées après rasage et maintenues à 600°C pendant respectivement 4, 10 et 24 heures. Les structures métallurgiques après ces traitements ont été ensuite comparées en Figure 5.11. Les distributions sont à nouveau relativement homogènes entre les 3 pièces et des structures ferrite (en blanc) - perlite lamellaire(en noir) sont observables en grossissement 500. Dans les trois cas, les grains présentent une taille comprise entre G8 et G9, évaluée par image type sur oculaire. Leur forme est également relativement similaire. Par conséquent, la durée des détentes (de 4 à 24 heures) à 600°C n’a pas modifié de façon significative la structure métallurgique de la pièce.

5.3.4 Mesures de Contraintes Résiduelles

Les niveaux de contraintes résiduelles tangentielles et axiales après usinage sont dispersées et présentent des variations de $-310MPa$ à $370MPa$, comme présenté en Figure 5.12. Le paragraphe précédent a mis en évidence que les traitements de 4 heures à 200 et 600° C ne modifient pas le matériau en termes de phases, de distribution et de taille de grain. Par conséquent, les mesures de contraintes résiduelles sont bien dans tous ces cas sur les mêmes phases métallurgiques. Le lot *B* non représenté sur cette figure a montré

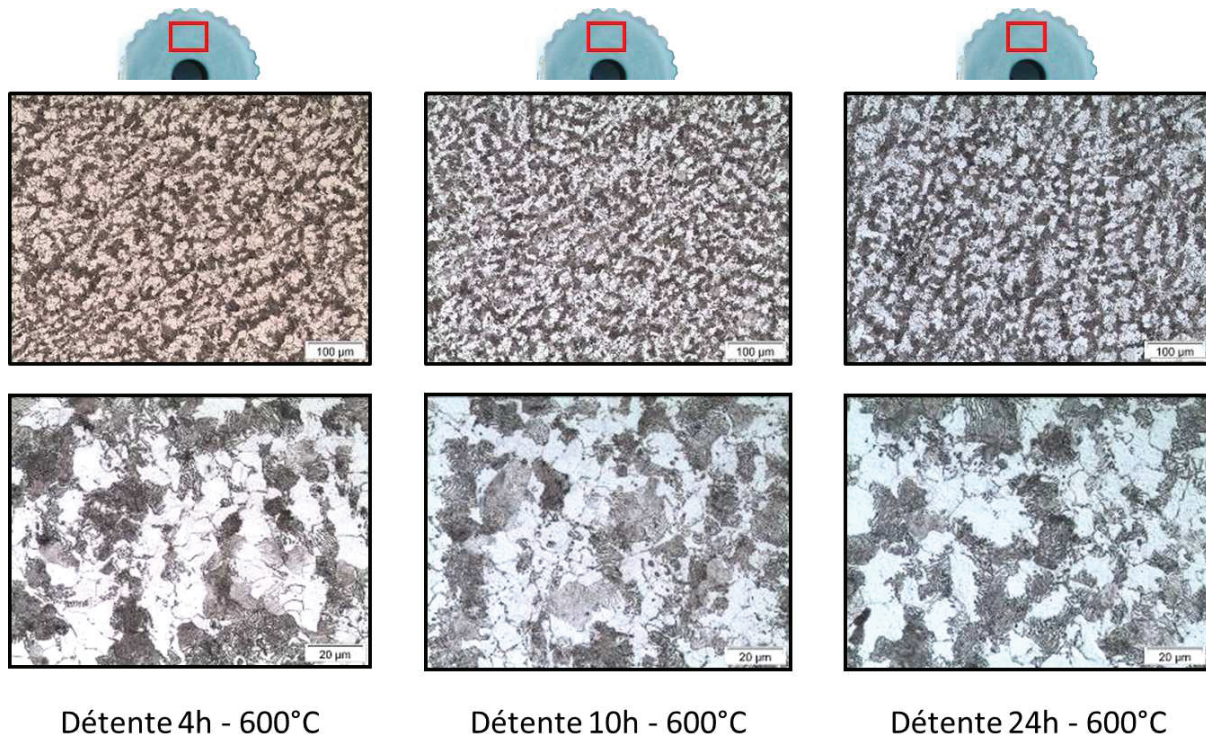


FIGURE 5.11 – Observation métallographique d’une pièce détendue 4 heures à 600° C (à gauche), d’une pièce détendue 10 heures à 600° C (au centre) et d’une pièce détendue 24 heures à 600° C (à droite). L’arbre est coupé perpendiculairement à son axe et l’observation effectuée par microscope optique au niveau du corps de la pièce, en grossissements 100 (au dessus) et 500 (au dessous).

lors des mesures des contraintes résiduelles de surface très proches après traitement de détente et après usinage. Ainsi, en un point est mesurée une valeur de 272MPa en direction tangentielle (152MPa en direction axiale) après usinage contre 276MPa après 4 heures à 200° C (130MPa en direction axiale). Par conséquent, le traitement de 4 heures à 200° C n’apparaît pas comme suffisant pour diminuer les niveaux de contraintes en surface.

Au contraire, les contraintes résiduelles superficielles du lot *C* ont un niveau inférieur à 150MPa en valeur absolue, ce qui est inférieur à 20% de la contrainte de rupture de l’acier considéré. Par conséquent, le niveau de contraintes résiduelles superficielles après détente de 4 heures à 600° C est considéré comme non significatif pour les points mesurés. Ce relâchement de contraintes résiduelles s’explique par une combinaison de phénomènes : hausse de température, baisse de la limite élastique, déformation plastique et baisse des niveaux de contraintes résiduelles. La hausse et le maintien en température sont à l’origine du relâchement de contraintes résiduelles en surface. La durée du traitement (4 heures) est telle qu’il est légitime de supposer que le cœur de la pièce reste une durée significative à 600° C et que par conséquent de tels phénomènes interviennent également à cœur, conduisant à une relaxation des contraintes résiduelles. En conclusion, appliquer une dé-

tente de 4 heures à 600° C est considéré comme efficace pour "neutraliser" le porteur de potentiel "contraintes résiduelles".

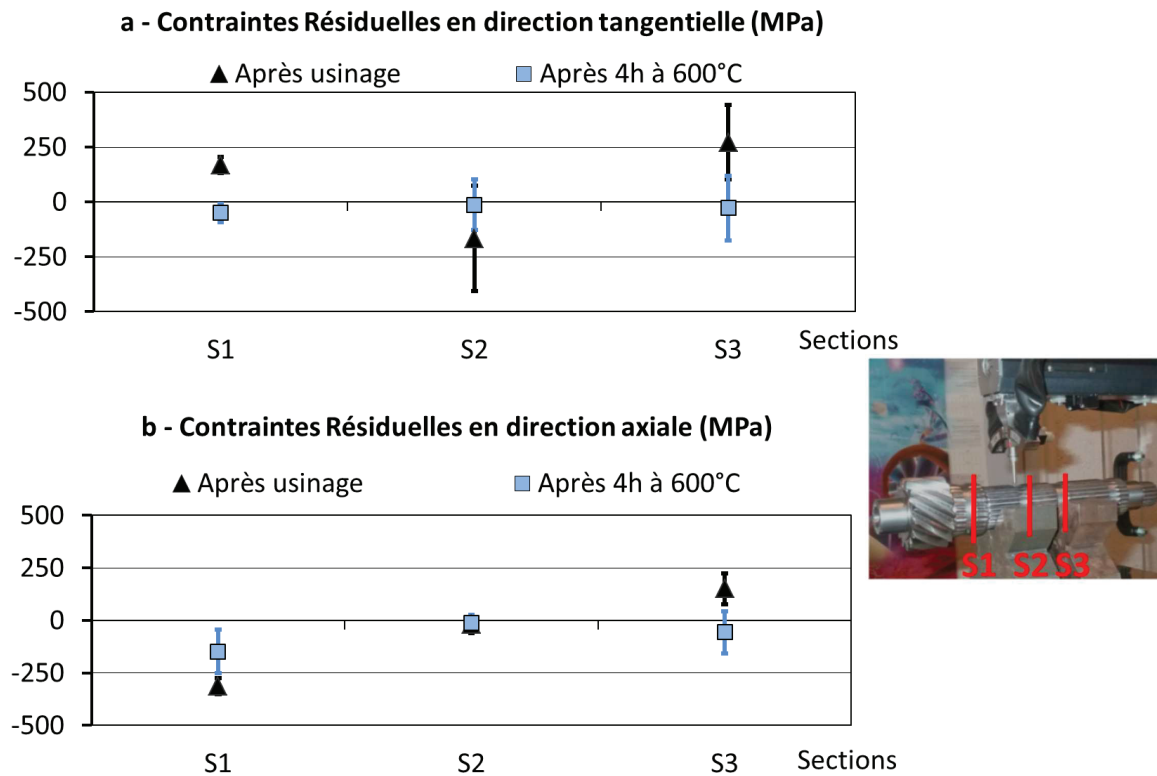


FIGURE 5.12 – Moyennes des contraintes résiduelles mesurées suivant les directions tangentielle (a au dessus) et axiale (b en dessous) en 3 sections de 2 arbres issus du lot A et 2 arbres issus du lot C représentés avec écart-type.

5.3.5 Déformations Globales

Les flèches sont présentées entre l'étape de mesure 1 en fin d'usinage et l'étape de mesure 3 après traitement thermique en Figure 5.13. Elles apparaissent comme dispersées en termes d'orientation angulaire en fin d'usinage. Toutes les pièces ayant subies la même gamme "pièce blanche" au même moment, cette dispersion peut s'expliquer par la dispersion du lot matière.

Après traitement thermique, les flèches ont tendance à s'orienter selon la direction angulaire des trous de lubrification. Cette tendance a été observée sur tous les lots de pièces. De plus, la flèche augmente en amplitude. Le terme de "déformation en banane" [FLHM05] est utilisé en raison de ce profil fléché. Cette déformation asymétrique plaçant ainsi les trous de lubrification à l'extérieur de la courbure apparaissant au traitement thermique peut être expliquée par trois hypothèses :

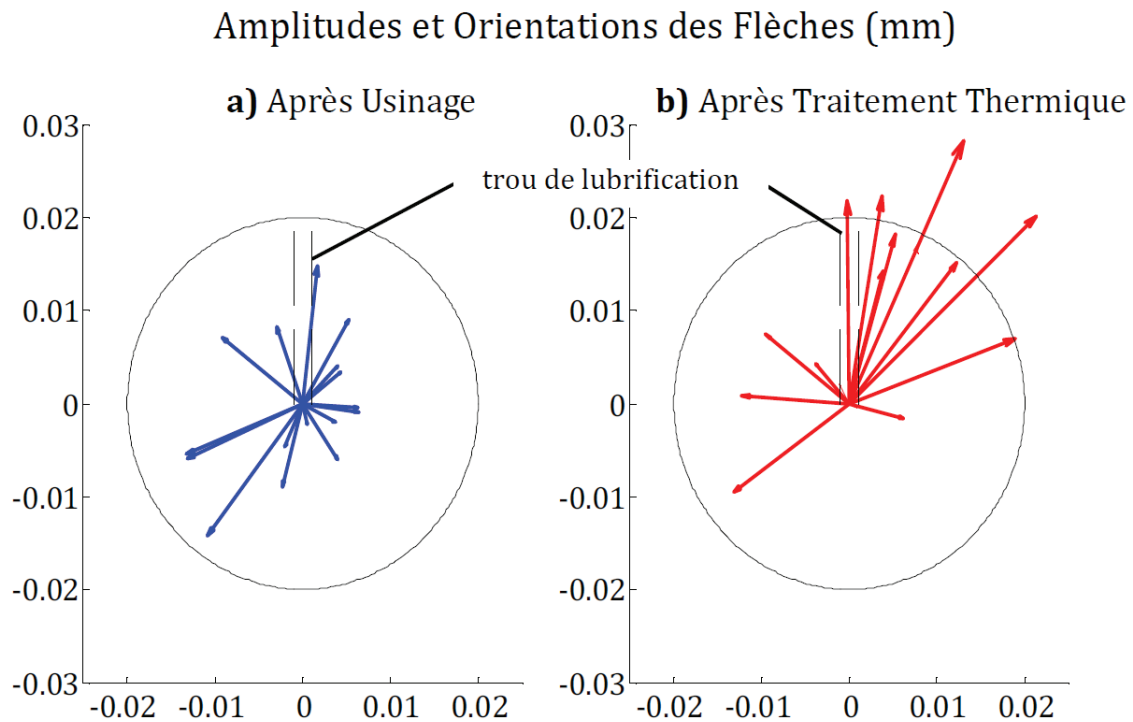


FIGURE 5.13 – Orientations angulaires et normes de flèches après usinage au point de mesure 1 (**a** - à gauche) et après traitement thermique au point 3 (**b** à droite). La section est orthogonale à l'axe de l'arbre et les pièces sont issues des trois lots *A*, *B* et *C*.

- La première explication serait liée à une modification de l'état en contraintes résiduelles engendrée par l'étape de perçage des trous de lubrification. Ce changement conduirait alors ensuite à ce type de déformation lors du traitement thermique.
- La deuxième explication - plus plausible - serait de considérer que les trous de lubrification modifient de manière asymétrique la géométrie. Ainsi la circulation des fluides (gaz de carbo-nitruration et huile de trempe) serait localement différente du reste de la section la pièce. Il en serait donc de même pour la température et la diffusion locale de carbone. Ces deux facteurs ont été identifiés précédemment comme influents sur les déformations au traitement thermique, ce qui pourrait expliquer une telle déformation.
- Une dernière hypothèse pourrait être d'expliquer la courbure par une répartition hétérogène des ségrégations dans la section de l'arbre [FLHM05]. Néanmoins les observations métallographiques n'ont pas mises en évidence de telles distributions.

En revanche, aucune différence n'a été constatée entre les trois lots à l'étape 2. La détente ne semble donc pas avoir d'influence sur la flèche en orientation ou en norme.

5.3.6 Déformations Locales

Par comparaison entre les points de mesures 1 et 2, les déformations du lot B sont très faibles sur les caractéristiques dentures visibles en Figure 5.14. En fait, les variations sont plus faibles que $2\mu m$, ce qui correspond à l'incertitude de la machine à mesurer. A ce stade, la déformation peut être considérée comme nulle pour ces critères et la détente à $200^\circ C$ n'apparaît pas comme influente sur les contraintes résiduelles ou la déformation des dentures. Au contraire, le lot C présente des variations plus fortes, en particulier pour l'écart de direction d'hélice $f_{H\beta}$ tel que défini dans la norme Renault [Ren96], décrit par Goch [Goc03] et présenté en Annexe E. L'écart cumulé total de pas sur le flanc gauche F_{pg} est également plus fort pour le lot C que le lot B , tout comme pour l'écart de direction de profil $f_{H\alpha}$. Au final, les déformations qui apparaissent ici sont relativement proches de celles observées au traitement thermique en production [HBB⁺10b].

Durant le traitement thermique, le lot A a les plus fortes variations en moyenne, en particulier pour l'écart cumulé total de pas F_p pour les deux flancs et pour l'écart de direction d'hélice $f_{H\beta}$ en Figure 5.14. Les pièces détendues des lots B et C ont de plus faibles déformations que le lot A . Par conséquent, la détente conduit à de plus faibles déformations lors du traitement thermique.

5.3.7 Analyse et Discussions

Les expériences présentées dans cette partie permettent de déduire deux résultats principaux :

- Les contraintes résiduelles ont été très significativement diminuées par le traitement de 4 heures à $600^\circ C$. Durant le traitement thermique, les arbres préalablement détendus ont montré une plus faible déformation que les arbres non détendus. Par contre, le comportement était identique en flèche.
- En termes de dentures, les arbres du lot B n'ont pas subi de déformations durant leur traitement de 2 heures à $200^\circ C$ donc ils ont gardé la même géométrie que ceux du lot A . Néanmoins, ils ont montré un comportement différent au traitement thermique. Par conséquent, indépendamment de la géométrie, le porteur de potentiel "contraintes résiduelles" a une influence sur les déformations dentures.

Concernant les hypothèses posées :

- Linéarité de l'amplitude du porteur de potentiel considéré (ou sommation des effets) : dans le cas des contraintes résiduelles, cette hypothèse est valable à condition qu'à tout moment les niveaux de contraintes au sein de la pièce ne dépassent pas la limite élastique. Les niveaux mesurés par diffraction RX se limitent à la surface de la pièce, à un moment donné de l'histoire de la pièce. Par conséquent, la vérification de l'hypothèse est partielle.
- Indépendance des effets sur le porteur de potentiel considéré : une nouvelle fois, cette hypothèse est valable à condition de ne jamais dépasser la limite élastique et la même limite de vérification est atteinte.

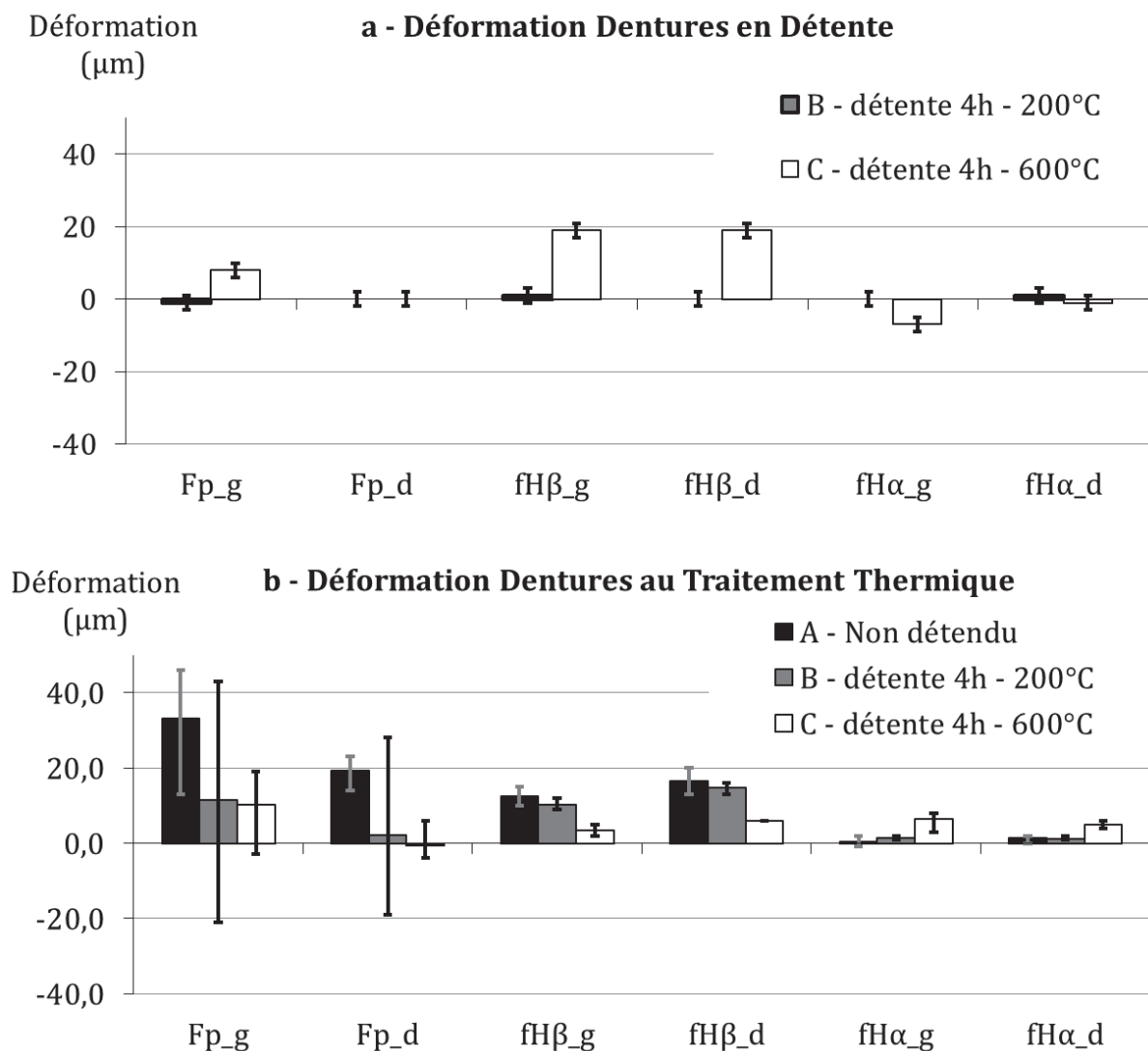


FIGURE 5.14 – **a** - Déformations des dentures pour un arbre du lot *B* traité 4 heures à 200° C et un arbre du lot *C* traité 4 heures à 600° C. **b** - Moyennes des déformations dentures durant le traitement thermique pour le lot *A* (5 arbres), le lot *B* (5 arbres) et le lot *C* (3 arbres) représentés avec écart-type.

- Perfection de la neutralisation : lors de la mesure des contraintes résiduelles, l'efficacité de la détente a été observée en surface, puis il a été considéré que les mêmes phénomènes intervenaient à cœur.
- Conservation du porteur : les pièces sont passées aux étapes "pièces blanche" et traitement thermique au même instant. Par conséquent, si une relaxation existe pendant ce temps de repos, elle est supposée homogène pour toutes les pièces.
- Indépendance "maîtrisée" du porteur : lors de l'évolution des contraintes résiduelles, la température et le matériau sont considérés comme homogènes (hypothèse du plan

d'essais). D'autre part, la géométrie n'a pas montré lors de la détente de déformations en flèche. De très faibles variations ont été observées pour la denture "1^{er} niveau" : écart cumulé total de pas F_p et battement simple radial à la bille F_r . En revanche, des déformations sont observées pour le "second niveau" dentures (écart de direction de profil $f_{H\alpha}$ et d'hélice $f_{H\beta}$ d'une part, bombés de profil C_α et d'hélice C_β d'autre part), ce qui impose de relativiser les résultats quant à cette échelle géométrique de la denture.

5.4 Conclusions

Lors de l'étape de tournage numérique, les déformations ont pu être identifiées avec un faible résidu. Par conséquent, il est possible d'évaluer les variations de géométrie uniquement liées au relâchement de contraintes résiduelles lors d'une étape de fabrication. Le porteur de potentiel "contraintes résiduelles" est donc accessible dès l'usinage. Par contre, son influence lors du traitement thermique ne peut être évaluée uniquement par cette méthode. Dans ce cas, une solution expérimentale est de comparer deux lots, l'un ayant été neutralisé au préalable sur le porteur en question, en utilisant la méthode développée. D'ailleurs, les résultats présents montrent que les contraintes résiduelles ont un impact important sur le comportement au traitement thermique. En d'autres termes, les contraintes résiduelles sont un porteur de potentiel significatif. Enfin, la chronologie de la gamme de fabrication a également montré son influence sur les niveaux en contraintes résiduelles.

La notion de potentiel de déformation préalablement présentée et de ses porteurs [HKLM02] trouve bien ici un écho. D'autre part, les trois porteurs de potentiel (contraintes, géométrie et chronologie/histoire mécanique) sont intimement liés, ce qui confirme également les dépendances entre porteurs de potentiels formulées dans la littérature [Zoc09].

Chapitre 6

Mise en œuvre sur une gamme de fabrication

Après le cas d'étapes de fabrications seules, l'application est élargie à une gamme de fabrication. Deux terrains de mise en œuvre sont utilisés : un outil numérique permettant la mise en place d'une gamme de fabrication numérique et une ligne de fabrication industrielle. Une nouvelle fois, l'outil numérique ne vise à aucun moment un caractère prédictif, son rôle est bien de générer un terrain applicatif.

Sommaire

6.1	Identification sur une gamme numérique	88
6.1.1	Principe	88
6.1.2	Mise en données	89
6.1.3	Identification des niveaux de déformations	90
6.1.4	Identification des causes de déformations	91
6.1.5	Analyse et Discussions	94
6.2	Causes des déformations au sein du process	95
6.2.1	Objectifs et Procédure Expérimentale	95
6.2.2	Approche par Neutralisation des Contraintes Résiduelles	99
6.2.3	Approche par Neutralisation d'étapes	108
6.2.4	Suivi de caractéristiques en fabrication	114
6.2.5	Corrélations	118
6.2.6	Observations Métallographiques	131
6.2.7	Analyse et Discussions	134
6.3	Conclusions	136

6.1 Identification des causes de déformations sur une gamme numérique

6.1.1 Principe

Il a été vu au chapitre précédent que la méthode proposée en réponse au verrou V1 permet de donner des résultats quant à l'identification des déformations pour une étape de fabrication donnée. La même démarche peut être également appliquée sur une gamme de fabrication numérique complète. Ainsi la gamme correspondante est présentée en Figure 6.2. Dans le cadre de cette étude, forgeage à froid, usinage (tournage, forage, perçage, taillage) et traitement thermique sont modélisés. Les étapes de forgeage à froid ainsi que la première étape d'usinage (le tournage) ont été décrits plus en détails dans le chapitre précédent.

A ce début de gamme s'ajoute ici donc trois étapes d'usinage et une étape de traitement thermique : le forage, le perçage et le taillage. En revanche, le roulage des cannelures n'est pas inclus dans cette gamme numérique car il présente une complexité à être modélisé. Le roulage génère les cannelures par déformations plastiques grâce à deux crémaillères. Ce process peut s'apparenter en termes de phénomènes à un laminage transversal. Or concernant la simulation numérique sur ce type d'opération de forgeage, la maîtrise de l'état atteint n'est pas garantie et de nombreux mécanismes restent incompris [Man12]. Enfin, le rasage des dentures n'est pas non plus présent dans cette gamme de fabrication numérique. En effet les profondeurs d'enlèvements de matière durant ce type d'opération sont plus faibles que la taille du maillage local. Par conséquent, l'effet du rasage en termes de modifications géométriques de la pièce numérique ne serait pas significatif dans ce cadre. L'objectif est dans cette partie de répondre au verrou V2 présenté en Figure 6.1 : identifier les causes de déformations sur une gamme de fabrication à travers le porteur de potentiel "géométrie".

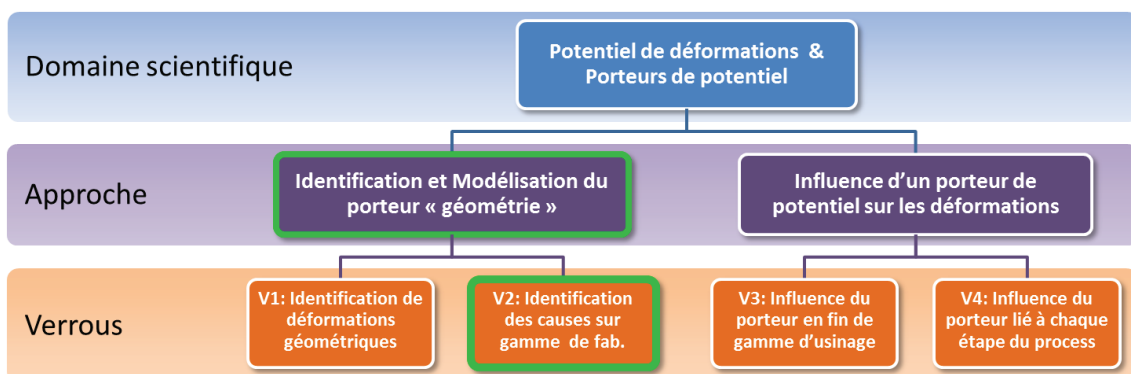


FIGURE 6.1 – Dans le cadre de la démarche engagée, le verrou V2 vise à identifier les causes de déformations géométriques liées au porteur "géométrie" au sein de la gamme de fabrication.

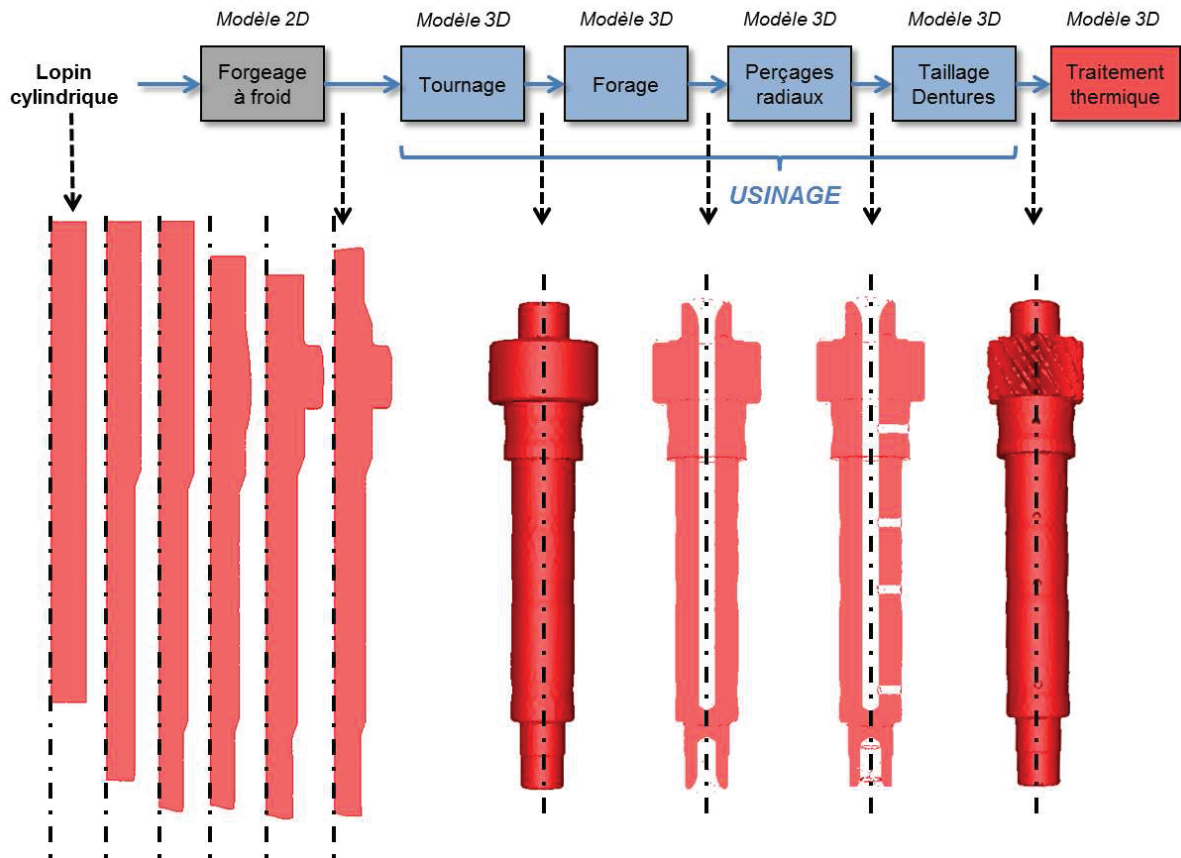


FIGURE 6.2 – Gamme de fabrication d'arbre à dentures : forgeage, usinage et traitement thermique sont effectués numériquement. A partir des fichiers de marquage répartis dans la pièce, les déformations sont identifiées.

6.1.2 Mise en données

Une nouvelle fois, l'outil de simulation numérique n'a aucune vocation prédictive ; l'objectif est d'obtenir des résultats montrant la validité de la méthode sur une gamme de fabrication numérique. L'usinage est considéré comme un enlèvement de matière (de nœuds du maillage) seul puis d'un équilibre entre le champ de contraintes résiduelles et la nouvelle géométrie ainsi obtenue. Le Tableau 6.1 présente en détail les conditions de mise en données.

La dernière étape modélisée est celle du traitement thermique. Durant cette opération, la température intervient en plus des autres porteurs de potentiel de déformation "contraintes résiduelles" et "géométrie". Le traitement thermique est séparé en deux étapes : le chauffage et maintien en température d'une part, la trempe (refroidissement) d'autre part. Comme la gamme de fabrication est numérique et n'a pas de but prédictif, les conditions de chauffage ont été inspirées d'un essai effectué dans la littérature : évolution linéaire de la température de 20°C à 930°C en 1700s puis maintien à cette température durant 800s, ce qui représente un temps total de 2500s, soit environ 42min [Nic09]. Concernant la trempe, le fluide utilisé est de l'huile d'agitation moyenne pré-

chauffée à 200°C. Le calcul n'est pas un couplage fluide-solide (huile-pièce). L'huile est seulement prise en compte à travers l'échange thermique à la surface de la pièce. Les bases de données matériau et de coefficients d'échanges thermiques ont été utilisés. Les temps de calcul des opérations d'usinage valaient entre 1 et 6 heures, tandis que les opérations liées au traitement thermique entre 6 et 12 heures.

Opération	Taille jante	maille corps	Nombre nœuds	Durée	Température ambiante	Milieu ambiant	Emis-sivité
Tournage	1mm	3mm	45566	NA	20°C	air	NA
Forage	1mm	3mm	56927	NA	20°C	air	NA
Perçage	1mm	3mm	61458	NA	20°C	air	NA
Taillage	1mm	3mm	91700	NA	20°C	air	NA
Chauffage	1mm	3mm	54759	2500s	930°C	air	0,88
Trempe	2mm	5mm	27978	1200s	200°C	huile	0

TABLE 6.1 – Mise en données de la gamme de fabrication numérique. "NA" correspond à "non applicable".

Entre chaque étape de fabrication de cette gamme numérique sont extraites les positions géométriques de points de marquage solidaires de la pièce. Puis, seuls les points compris dans la *jante* du pignon sont conservés soit environ 5000 points. L'écart entre position avant et après une étape donnée est ensuite analysé. L'identification ainsi réalisée permet d'obtenir par projection sur une base de transformations standards l'amplitude associée à chaque étape. Comme la base de déformations standards choisie est la même pour toutes les étapes de fabrication, alors le vecteur amplitude de déformation associé à une étape de fabrication sera défini comme la "signature de déformations" de cette étape.

6.1.3 Identification des niveaux de déformations

En appliquant la méthode répondant au verrou V1, les amplitudes des déformations standards sont identifiées en Figure 6.3. Leur mise en œuvre est indépendante pour chaque génératrice, illustrée en Figure 5.4. Leur qualité dépend dans le cas présent des ordres de grandeur des déformations. L'outil de calcul numérique permet de générer systématiquement des fichiers marquage limités à 6 chiffres significatifs, ce qui pour les dimensions en jeu (plusieurs centaines de millimètres pour la longueur de l'arbre) donne un dernier chiffre correspondant aux micromètres. L'incertitude associée peut mettre en péril la précision des résultats dans le cas où les déformations sont du même ordre de grandeur. Dans ce cas, la norme du résidu est un moyen de contrôle de cette potentielle dérive.

En norme, les valeurs de déformations sont plus élevées dans le cas du traitement thermique (chauffage et trempe), que dans les cas d'usinage. D'autre part, les déformations apparaissant en forage, perçage et taillage sont plus faibles qu'au tournage. Ce résultat est lié à la plus faible quantité de matière enlevée lors de ces trois opérations comparées au tournage. Ainsi, le champ de contraintes résiduelles est plus faiblement perturbé et conduit donc à moins de déformations. Les quatre premiers modes de déformations permettent une analyse car les amplitudes identifiées sont au moins de l'ordre de grandeur

du résidu. Lors du traitement thermique, la pièce présente des dilatation radiale et élongation axiale positives au chauffage et négatives en trempe. Ces deux évolutions peuvent s'expliquer par l'augmentation générale du volume liée à la dilatation apparaissant avec l'augmentation de température. L'effet inverse est constaté en trempe, durant laquelle la température de la pièce décroît. Il est à noter qu'une torsion positive apparaît également en trempe.

L'hypothèse de petits déplacements / déformations est à nouveau respectée car les plus petites dimensions des pièces (taille de maille) sont d'environ 1mm, soit plus de 100 fois celui des déformations (ces derniers ont un ordre de grandeur maximal inférieur à 10 μm). D'autre part, l'hypothèse de linéarité des signatures a été une contrainte dans la définition des signatures. En revanche, dans le cas d'une éventuelle corrélation expérimentale, la linéarité des phénomènes devrait être contrôlée. Concernant l'indépendance des signatures, une possible dépendance entre l'élongation axiale E_z et la translation T_z a été préalablement mise en exergue. Cette information ne met cependant pas en péril la définition des signatures. En effet, l'objectif est d'appliquer et d'illustrer la méthode sans pour autant viser un caractère prédictif.

Les modes de déformations en flèche F_x et F_y présentent des valeurs identifiées plus faibles que l'ordre de grandeur du résidu par point, représenté par une barre d'erreur en Figure 6.3. Par conséquent, les valeurs obtenues pour ces deux modes ne seront pas interprétées. L'identification suivant la flèche est une illustration des limites de l'identification. Dans le cas présent, les déformations en flèche ne sont pas pertinentes par rapport aux déformations de la pièce. Inclure ces deux types de déformations dans la base de déformations a certes très légèrement diminué le résidu. En revanche, les amplitudes identifiées suivant ces deux modes sont inférieures au résidu. Par conséquent elles ne sont pas exploitables.

6.1.4 Identification des causes de déformations

Principe

L'ensemble des déformations identifiées permet de construire une base sur laquelle s'appuyer. L'hypothèse de validité des résultats précédemment établis est donc posée. D'autre part, l'outil numérique n'ayant pas ici de vocation prédictive, l'idée est bien d'illustrer la méthode à travers une mise en œuvre numérique. L'objectif est de profiter de la base de déformations établies afin d'identifier à partir d'une pièce non conforme quelles sont les causes de ces déformations.

Les hypothèses de phénomènes physiques linéaires et indépendants sont posées. Concernant l'indépendance, il s'agit de vérifier que deux étapes de fabrication n'ont pas la même signature. La définition même des déformations standards garantit ici le respect de cette condition. La méthode présentée en réponse au verrou V2 et illustrée en Figure 3.4 est appliquée :

- 1 Pour chaque étape de fabrication k , le vecteur moyen d'amplitudes de déformations standards $\vec{\varphi}_k$ est repris de l'identification précédente.

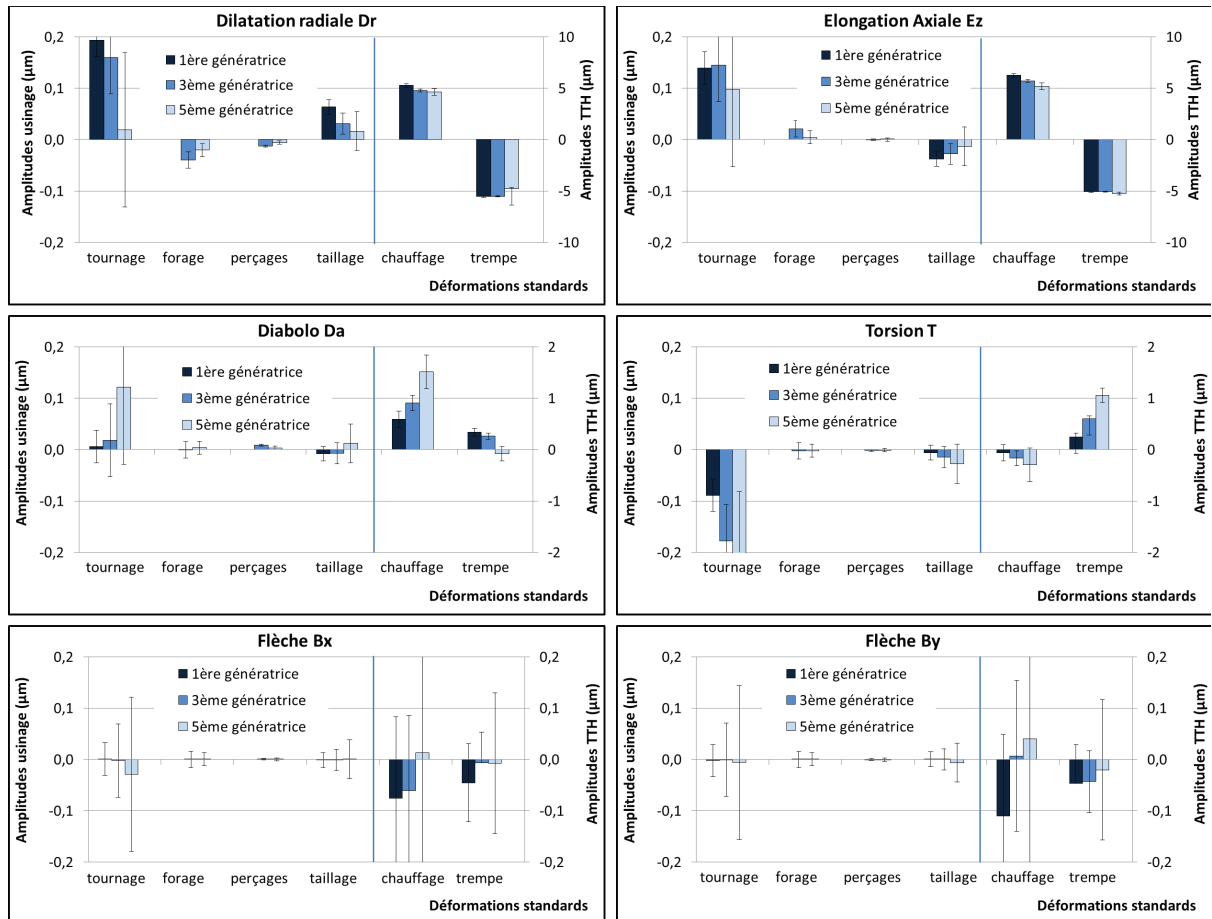


FIGURE 6.3 – Identification des déformations sur une gamme numérique : D_r Dilatation radiale, E_z Élongation axiale, D_a Diabolo linéaire, T Torsion d'axe \vec{z} , $F_{\vec{x}}$ Flèche suivant \vec{x} , $F_{\vec{y}}$ Flèche suivant \vec{y} en μm par point. Les axes verticaux de gauche et droite correspondent respectivement à l'usinage et au traitement thermique. Les échelles des ordonnées sont donc parfois différentes pour les opérations d'usinage et pour les opérations liées au traitement thermique. Les barres d'erreurs représentées sur le graphique correspondent à la norme du résidu de l'identification par point.

- 2 Un ensemble de vecteurs signatures est ainsi obtenu :
 $\varphi_{\vec{tournage}}, \varphi_{\vec{forage}}, \varphi_{\vec{percages}}, \varphi_{\vec{taillage}}, \varphi_{\vec{chauffage}}, \varphi_{\vec{trempage}}$ traduisant les amplitudes de déformations pour l'ensemble des étapes de fabrication.
- 3 En associant chaque vecteur amplitude φ_k de déformation, la base de vecteurs amplitudes relative aux déformations standards est construite.
- 4 Cette base est orthonormalisée par la méthode de Gram-Schmidt pour obtenir une base orthonormalisée Φ .
- 5 Une géométrie de pièce en fin de gamme de fabrication peut alors être différenciée d'une géométrie "type" ou "conforme" afin de déterminer la matrice de déformation géométrique. A partir de la matrice de déformations, les amplitudes associées aux déformations types sont identifiées, constituant le vecteur \vec{Vec} .
- 6 Le vecteur d'amplitudes de déformation finale est projeté dans la base des amplitudes de déformations orthonormalisée Φ . Puis par retour à la base d'origine :
 $(\varphi_{\vec{tournage}}, \varphi_{\vec{forage}}, \varphi_{\vec{percages}}, \varphi_{\vec{taillage}}, \varphi_{\vec{chauffage}}, \varphi_{\vec{trempage}})$, les coordonnées représentant les influences respectives de chaque étape de fabrication sur la déformation finale sont obtenues.

Application

En cohérence avec les étapes 1 à 4 de la démarche présentée au paragraphe précédent, les déformations de la gamme de fabrication numérique sont identifiées. Puis la base de déformation est constituée et orthonormalisée. En supposant une pièce de géométrie G_{TTH} après traitement thermique présentant des déformations par rapport à une géométrie de référence G_{ref} , alors la différence $G_{TTH} - G_{ref}$ peut être identifiée en termes d'amplitudes de déformations standards préalablement définies. Le vecteur \vec{Vec} compile ces amplitudes pour les 5 génératrices concernées. Il est fondamental à cette étape que l'identification soit effectuée exactement sur les mêmes déformations standards et les mêmes génératrices.

L'exemple est pris d'une pièce présentant une géométrie non conforme après traitement thermique. Son vecteur amplitude de non conformité identifié sur la base de déformations est nommé \vec{Vec}_1 . Un moyen de vérification de la méthode est de choisir \vec{Vec}_1 comme étant un vecteur de déformation type d'une étape de fabrication, par exemple le forage : $\vec{Vec}_1 = \varphi_{\vec{forage}}$. Alors, le vecteur \vec{Vec}_1 est projeté sur la base Φ avant retour à la base d'origine. Les amplitudes d'étape obtenues sont nulles pour toutes les étapes sauf le forage pour lequel l'amplitude est unitaire. Il en est de même si la même démarche est appliquée pour les autres étapes de fabrication.

L'application est également effectuée sur le vecteur \vec{Vec}_1 choisi arbitrairement et dont les coordonnées sont mentionnées en Figure 6.4. Ses 30 coordonnées correspondent aux 5 génératrices et aux 6 modes de déformations respectifs. En projetant ce vecteur sur la base orthonormalisée, tel que décrit à l'étape 6 de la méthode et en revenant à la base initiale, les résultats obtenus sont présentés en Figure 6.4.

Ainsi les amplitudes sont représentées sur le graphique avec un axe vertical. Elles traduisent l'influence de chaque étape de fabrication sur les déformations finales. Dans

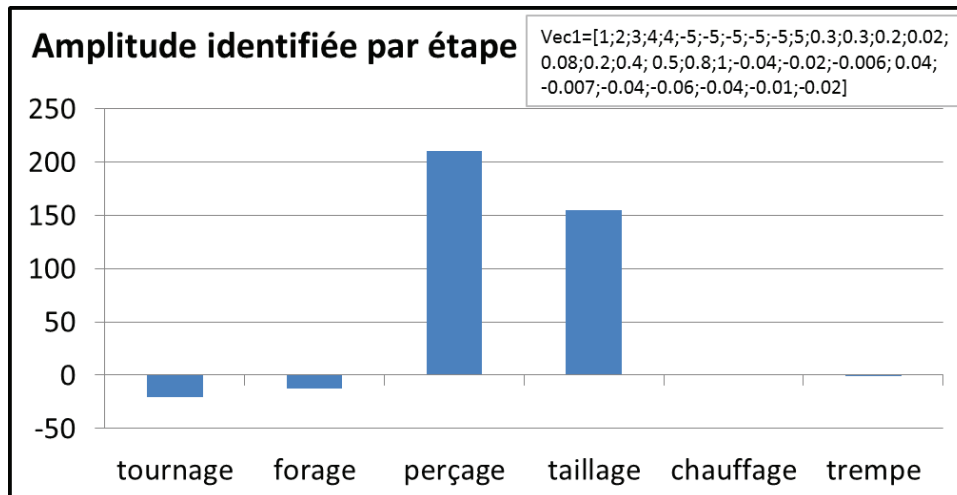


FIGURE 6.4 – Identification des causes de déformations sur une pièce numérique. Chaque amplitude traduit le niveau d’influence d’une étape sur la non conformité de la pièce.

le cas de l’exemple, le perçage et le taillage ont le plus contribué à la non conformité finale. D’autre part, la signification des amplitudes négatives est difficile à interpréter. Par exemple dans le cas du tournage, une amplitude négative signifie que la déformation totale comprend une projection de vecteur opposé à la signature du tournage. Pour autant, cette opposition de signe n’a pas de sens technologique.

Comme à chaque identification, la norme du résidu doit être étudiée afin de donner un indice de représentativité à cette identification. Pour le cas présenté, la valeur de la norme du résidu correspond à 36% de la déformation, une partie des phénomènes n’est donc pas traduite par la présente identification. Ici le résidu reste difficile à interpréter car sa forme ne correspond plus à des déformations géométriques. En effet, le vecteur \vec{Vec}_1 a été projeté sur une base formée à partir d’étapes de fabrication. Pour cette même raison, ce résidu n’a pas été représenté comme barre d’erreur sur le graphique afin de ne pas fausser l’interprétation.

6.1.5 Analyse et Discussions

La méthode proposée en réponse au verrou V2 est ici mise en œuvre à travers une gamme de fabrication numérique. Par conséquent, la véracité ou la représentativité des résultats ne peut être corroborée avec l’expérimental. Néanmoins, la méthode proposée s’applique par identifications successives des signatures de déformations propres à chaque étape du process et par projection d’une géométrie de pièce non conforme sur la base ainsi constituée. Cette base présente l’avantage d’être formée de données pouvant être interprétées : déformations types et étapes de fabrication. En sortie, les causes de non conformités au sein du process sont identifiées partiellement. Le résidu de la dernière identification est le témoin de la qualité de cette identification. Les résidus lors des identifications des signatures de chaque étape sont également des indices de confiance. Afin d’augmenter la précision de l’identification finale, une des solutions est d’augmenter le

nombre de déformations standards, dans la limite de leur indépendance et de leur interprétation. Une autre perspective consiste à améliorer la représentativité de la simulation numérique des opérations de fabrication par rapport à la réalité. Intégrer les variations liées au process à travers une approche stochastique [VVN10] pourrait également être une piste de travail.

6.2 Identification expérimentale des causes de déformations au sein du process

6.2.1 Objectifs et Procédure Expérimentale

Dans le chapitre précédent, les contraintes résiduelles liées au forgeage et à la gamme d'usinage se sont révélées influentes sur les déformations au traitement thermique. Le porteur "contraintes résiduelles" a une influence avérée sur le potentiel de déformation. Appliquer une neutralisation de type "détente" permet d'évaluer cette influence. En réponse au dernier verrou scientifique V_4 identifié en Figure 6.5, la détente peut donc être à nouveau utilisée comme moyen de "neutralisation" du porteur "contraintes résiduelles" afin d'identifier l'influence du porteur lié à chaque étape du process.

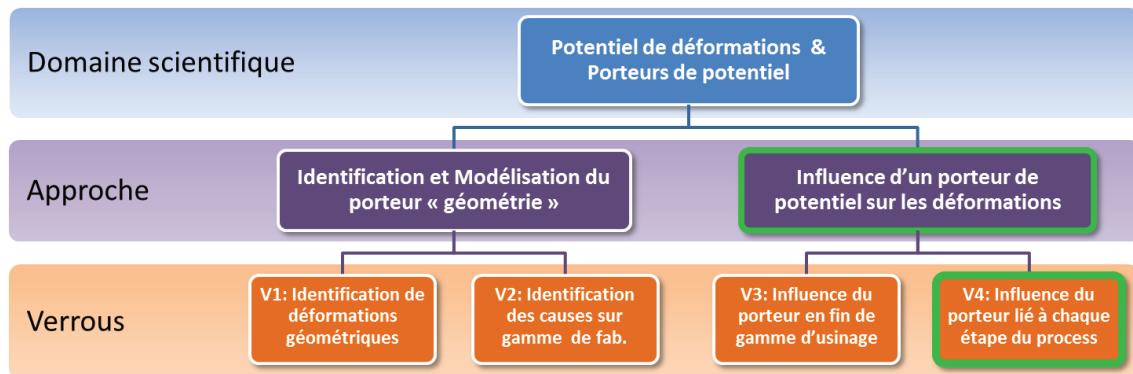


FIGURE 6.5 – Dans le cadre de la démarche engagée, le verrou V_4 vise à identifier l'influence du porteur de potentiel (ici les contraintes résiduelles) lié à chaque étape de fabrication.

Afin de positionner les essais effectués durant cette campagne par rapport à la production, une comparaison est présentée en Figure 6.6. Les valeurs moyennes obtenues pour le lot A type "gamme série" avec la dispersion (écart-type) sont représentées à côté des valeurs obtenues en production. Cependant, il est important de préciser que les résultats de qualité de production sont obtenus sur des arbres redressés, ce qui n'est pas le cas des pièces du lot A . Pour cette raison, l'arbre $A14$ issu du lot A a été volontairement redressé et représenté sur ce même graphique. Ainsi, il ressort que les pièces du lot A présentent une dispersion sensiblement similaire à celle de la production. En termes d'amplitudes, les valeurs obtenues pour l'arbre redressé sont proches des moyennes de la production, exceptés les écarts de direction de profil $f_{H\alpha}$ pour lesquels une légère variation est constatée.

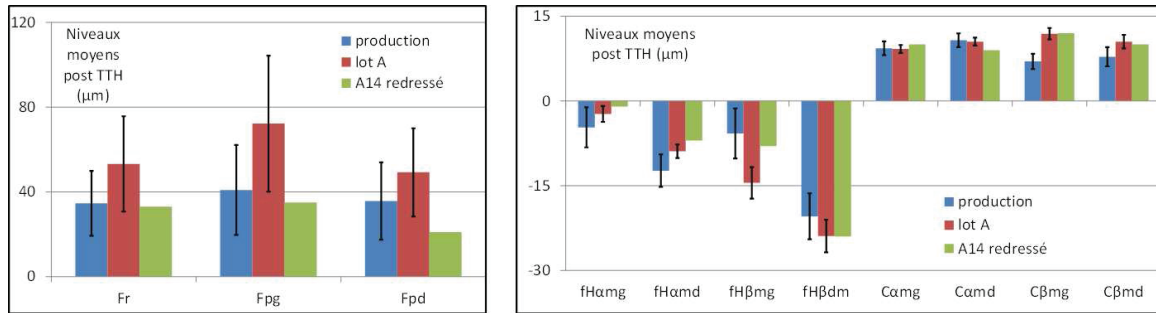


FIGURE 6.6 – Valeurs obtenues après traitement thermique dans le cadre des essais pour le lot A type "gamme série" (non redressé), pour un arbre de ce lot redressé, comparé à la production industrielle (redressée) sur la même période (avril à juillet 2012).

Néanmoins, ces résultats permettent de considérer que les essais effectués sont représentatifs de la production industrielle.

La méthode par comparaison de lots détendus a été mise en œuvre sur une gamme d'usinage *pièce blanche* de Renault Cléon pour un arbre secondaire. Afin de limiter le nombre de pièces d'essais, les opérations *pièce blanche* ont été regroupées en 6 étapes : tournage, forage, perçage, taillage, roulage, rasage. Enfin, la dernière étape est celle du traitement thermique comprenant la carbonituration, la trempe ainsi que l'étape de lavage.

L'application de la méthode de comparaison et de neutralisation des contraintes résiduelles [HBBS13b, HBBS13c] s'applique à travers cette gamme de fabrication, constituant un ensemble de lots de pièces présentés en Figure 6.7. En parallèle de cette méthode, le choix a été fait d'ajouter trois lots pour lesquels une étape de la gamme de fabrication n'est pas appliquée. L'objectif est d'évaluer l'influence au traitement thermique d'une telle modification. Afin d'assurer son suivi, chaque pièce est gravée avec un identifiant unique après tournage. 11 lots de pièces sont ainsi constitués :

Le lot A suit l'ensemble de la gamme de fabrication type "gamme série". Il servira de référence tout au long de ces essais,

Les lots B, C, E, F, H, K, L subissent chacun une unique détente à un moment précis de leur histoire. Par exemple, le lot B a la même histoire que le lot A à la différence près qu'il subit une détente entre le rasage et le traitement thermique.

Les lots D, G, J ne subissent pas de détente. En revanche, ils ne passent pas par une des étapes de fabrication. Ainsi, le lot D n'est pas roulé, le lot G n'est pas percé et le lot J n'est pas foré.

Suite au premier plan d'essais présenté au chapitre précédent, un choix de détente de 4 heures à 600°C a été fixé. Il est décrit plus largement dans le chapitre relatif aux moyens expérimentaux. La détente a été sous-traitée à quelques kilomètres de l'usine de Cléon. Afin de vérifier l'hypothèse selon laquelle les conditions de fabrications étaient identiques durant les essais, toutes les pièces sont passées en usinage au même instant. A l'except-

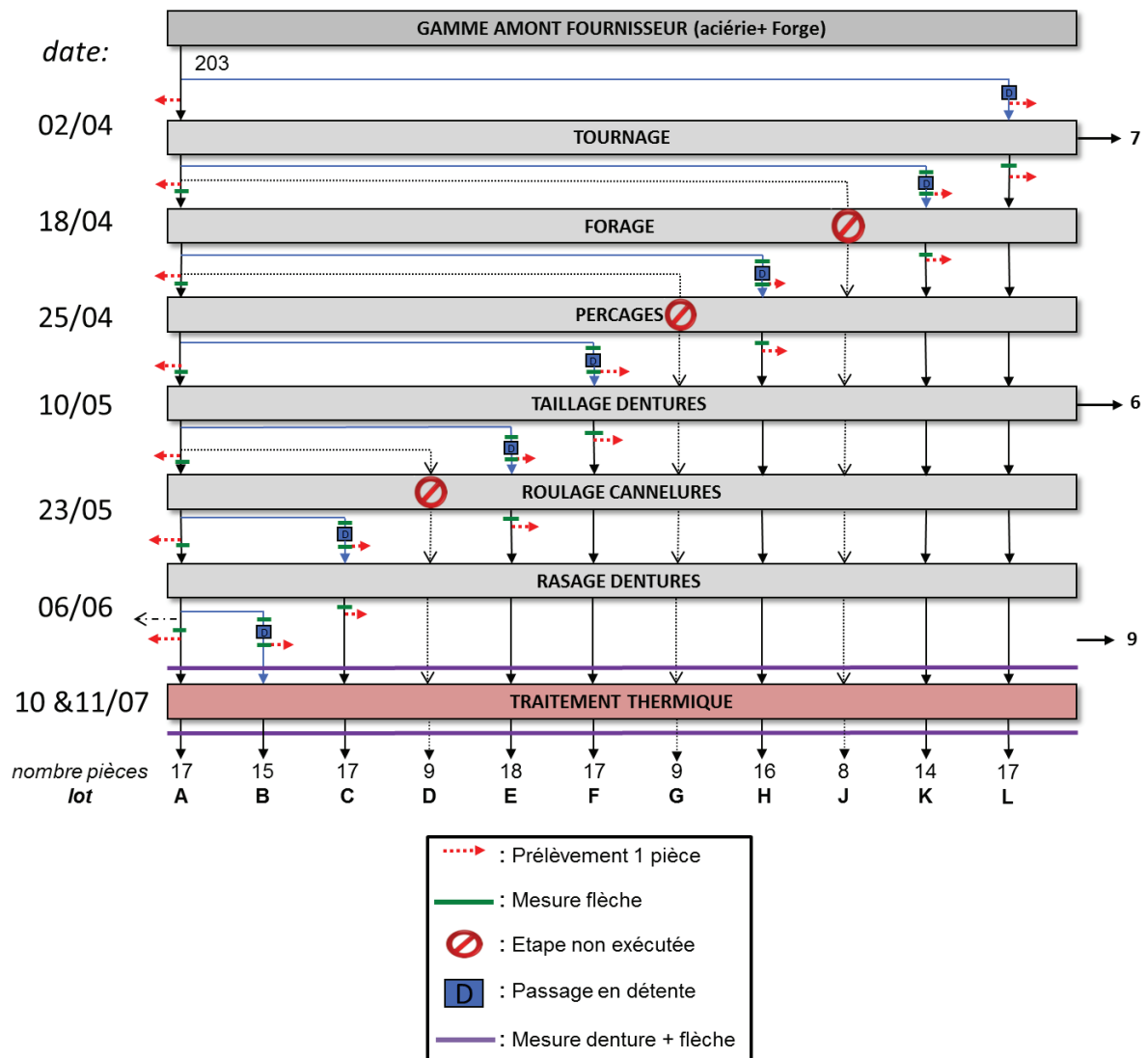


FIGURE 6.7 – Plan d’essais : influence des causes process sur les déformations au traitement thermique. Plusieurs types de lots sont définis : lot type gamme "série" (A), lots détendus (B, C, E, F, H, K, L) et lots ne passant pas à une opération (D, G, J). Sur 203 pièces brutes, 157 passent au traitement thermique, 24 pièces sont prélevées et 22 pièces sont rejetées (mauvais usinage, rejet, pièces "pilotes").

tion de l'étape du tournage dont certains outils ont une durée d'utilisation inférieure aux 203 pièces d'essais, aucun changement d'outil n'a eu lieu en cours d'usinage. Afin de permettre la détente d'un lot de pièces entre deux étapes d'usinage et pour ne pas perturber la production, chaque étape d'usinage a été réalisée durant les créneaux hebdomadaires de maintenance préventive avec des contrôles en bord de ligne renforcés. Enfin, une première partie des pièces (constituée de pièces originaires de tous lots) est passée au traitement thermique un premier jour. Le reste des pièces est passé sur le même moyen le lendemain, voir Figure 6.8. L'objectif était de limiter les risques de pertes d'exploitabilité des résultats en cas de problème lors de ce process, ce qui ne fut pas le cas. Le planning simplifié et la durée des tâches est présenté en Table 6.2.1. Les essais et mesures sur site industriel ont duré au total environ 18 semaines.

Tâches	Numéro Semaine	Durée tâche (heures)
lot L : détente	13	6
Tournage	14	6
mesures toutes flèches	15	6
lot K : détente + mesure flèches	15	7
Forage	16	2
mesures toutes flèches	16	6
lot H : détente + mesure flèches	17	7
Perçage	17	2
mesures toutes flèches	17	6
lot F : détente + mesure flèches	18	7
Taillage	19	4
mesures toutes flèches	19	6
lot E : détente + mesure flèches	20	7
Roulage	21	2
mesures toutes flèches	21	6
lot C : détente + mesure flèches	22	7
Rasage	23	4
mesures toutes flèches & dentures	24-26	30
lot B : détente + mesure flèches & dentures	26-27	9
Traitement thermique	28	16
mesures toutes flèches & dentures	29-30	30
Total	18	176

TABLE 6.2 – Synthèse des tâches et de leur durée dans le cadre du plan expérimental sur site industriel en 2012.

En plus de la mesure de flèche, les dentures des arbres secondaires ont été mesurées avant et après traitement thermique sur le moyen de métrologie tridimensionnelle présenté au chapitre 4. Pour chaque caractéristique, la moyenne par lot est calculée afin de permettre une comparaison entre les différents lots. Les résultats sont présentés en trois temps, par grandeur d'échelle décroissante :

La **flèche** est obtenue par mesure des battements en plusieurs portées de l'arbre puis par identification et calcul. La flèche traduit la déformation en "banane" de l'arbre.

Le 1^{er} **niveau dentures** traduit des propriétés géométriques de l'ensemble de la denture : la cote sous bille MrK , le battement simple radial F_r ainsi que les écarts cumulés totaux de pas F_p tels que définis dans la norme [Ren96] et en Annexe E.

Le 2nd **niveau dentures** est relatif à la géométrie de chaque dent : écarts de direction de profil $f_{H\alpha}$ et d'hélice $f_{H\beta}$, bombés de profil C_α et d'hélice C_β .

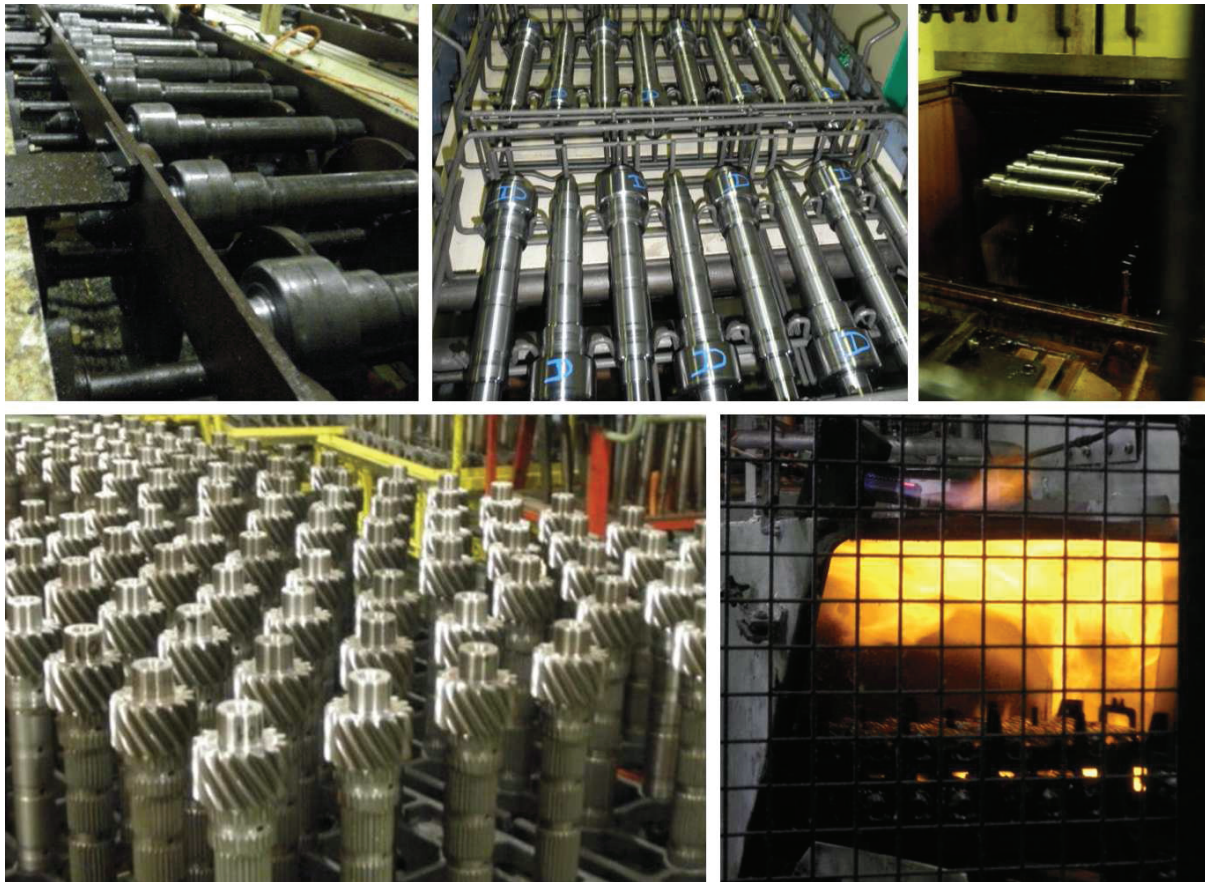


FIGURE 6.8 – Photographies illustrant le plan d'essai sur site industriel. En haut, sont présentées de gauche à droite : les pièces brutes de forge, les pièces après tournage identifiées comme "D" (détendues avant tournage dans ce cas) et le passage de pièces en forage. En bas à gauche, trois des cinq plateaux de pièces avant traitement thermique sont visibles. La photographie en bas à droite montre l'entrée du four de traitement thermique et le mur de flammes à l'entrée de ce dernier.

6.2.2 Approche par Neutralisation des Contraintes Résiduelles

Dans cette section, l'influence des contraintes résiduelles seules sur les déformations au traitement thermique sont évaluées par comparaison des lots B, C, E, F, H, K, L détendus à un moment donné de leur histoire.

Déformations Globales

De même que dans le plan d'essais précédent, la flèche de l'arbre a été mesurée grâce au moyen de mesure développé et présenté au chapitre concernant les moyens expérimentaux. Cette fois, entre chaque opération de fabrication et de détente éventuelle, tous les arbres ont été mesurés en flèche. Les résultats sont présentés en Figure 6.9. La mesure a commencé après tournage, les bruts forgés ne permettant pas d'être pris entre pointes sur le banc de mesure.

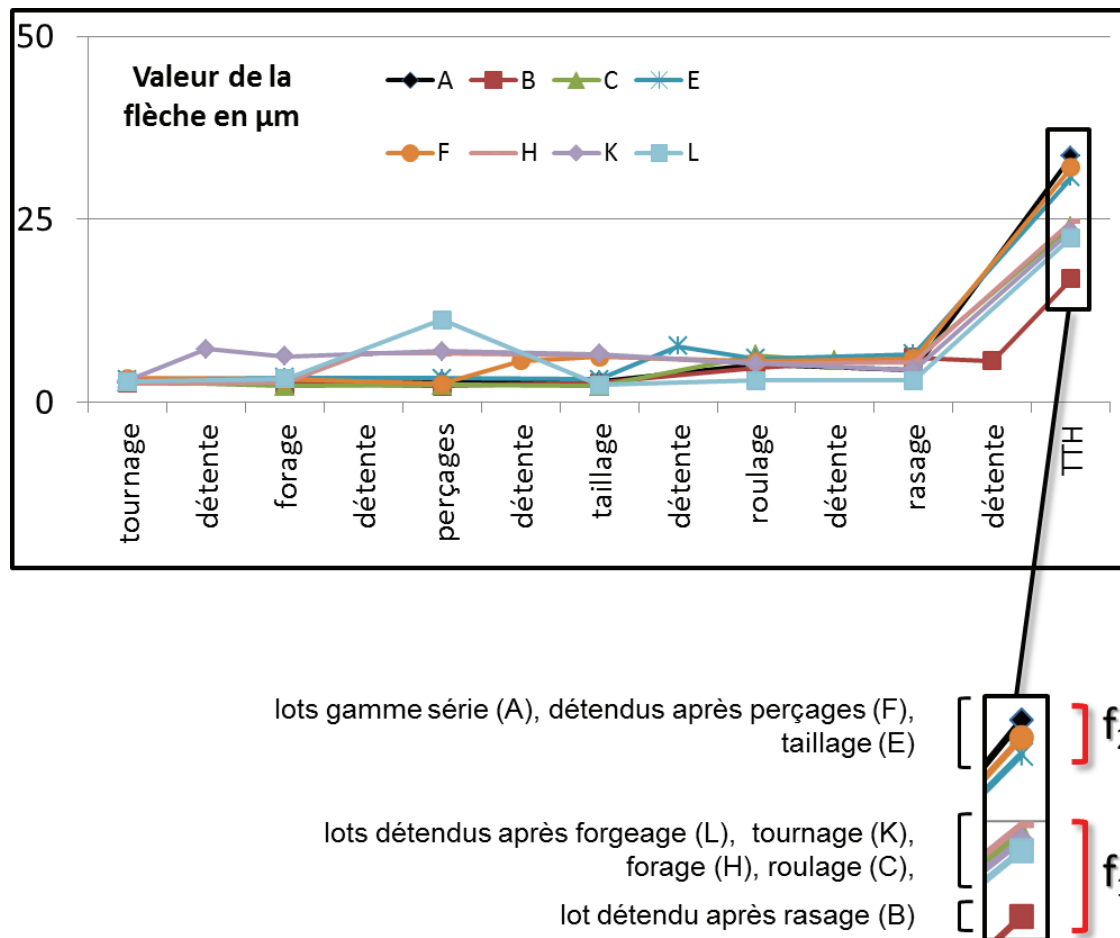


FIGURE 6.9 – Évolution de la flèche moyenne des 8 lots en fonction de l'étape de fabrication. Les écarts-type de chaque lot (moins de $4\mu\text{m}$ en *pièce blanche*, entre 9 et $19\mu\text{m}$ après traitement thermique) ne sont pas représentés pour ne pas davantage charger le graphique.

A première vue, les 8 lots présentent une flèche relativement stable et faible tout au long de la gamme d'usinage et lors des étapes de détentes éventuelles. C'est après traitement thermique qu'une augmentation nette est observée. Ces résultats restent à relativiser vues les valeurs élevées de dispersion au sein des lots après traitement thermique. Néanmoins à défaut de pouvoir exploiter les valeurs moyennes avec confiance, plusieurs tendances se dessinent :

- Le traitement thermique est un fort générateur de flèche, et ce pour tous les lots. La dispersion augmente également fortement au traitement thermique. Ces résultats peuvent être expliqués par la conjugaison des différents phénomènes physiques en jeu lors de ce procédé et présentés précédemment.
- Peu d'évolution de flèche apparait après détente (excepté pour le lot L , voir dernier point).
- Le lot B détendu après rasage a moins de flèche au traitement thermique que le lot A qui a subi une gamme type "série". Par conséquent, la détente diminue le potentiel "déformations en flèche" à travers son influence sur le porteur de potentiel "contraintes résiduelles". Ainsi, la différence d'amplitude de déformation entre le lot A et le lot B au traitement thermique correspond à la traduction des effets des contraintes résiduelles sur la déformation en flèche. En effet, le lot B ayant subi une détente avant traitement thermique, son niveau en contraintes résiduelles est considéré à cet instant comme négligeable. Pour la même raison, la déformation en flèche qu'il subit au traitement thermique est attribuée aux autres phénomènes physiques : gradient de température, transformations de phase, etc.
- Parmi l'ensemble des lots, le lot B a la flèche la plus faible. Par conséquent, dans l'ensemble de la gamme *pièce blanche*, appliquer la détente après rasage semble le plus efficace pour diminuer la flèche après traitement thermique.
- L'augmentation de flèche en perçage pour le lot L détendu après forgeage pourrait être expliquée comme étant la conséquence des efforts appliqués radialement en perçage sur des pièces à champ de contraintes affaibli lors de la détente. Cependant, cette tendance n'est pas constatée sur les lots K et H détendus respectivement après tournage et forage, ce qui met en défaut cette explication.

Vue la dispersion des valeurs à l'intérieur d'un même lot, décision est prise de raisonner en termes qualitatifs, ce qui permet tout de même d'obtenir des tendances sur les influences. Ainsi les lots détendus sont séparés en deux groupes, auxquels sont attribuées deux niveaux de flèche f_1 et f_2 après traitement thermique en s'appuyant sur les résultats présentés en Figure 6.9 :

- f_1 pour les lots B, C, H, K, L détendus respectivement après rasage, roulage, forage, tournage et forgeage,
- f_2 (avec $f_2 > f_1$) pour les lots E, F détendus respectivement après taillage et perçage.

Déformations dentures de 1^{er} niveau

Les résultats sont présentés en Figure 6.10 concernant ce premier niveau. La première remarque est d'observer l'augmentation des amplitudes pour tous les paramètres lors du passage au traitement thermique. La cote sous bille croît ainsi d'environ 15 centièmes et traduit une augmentation du volume de la pièce lors du traitement thermique [KPRS12].

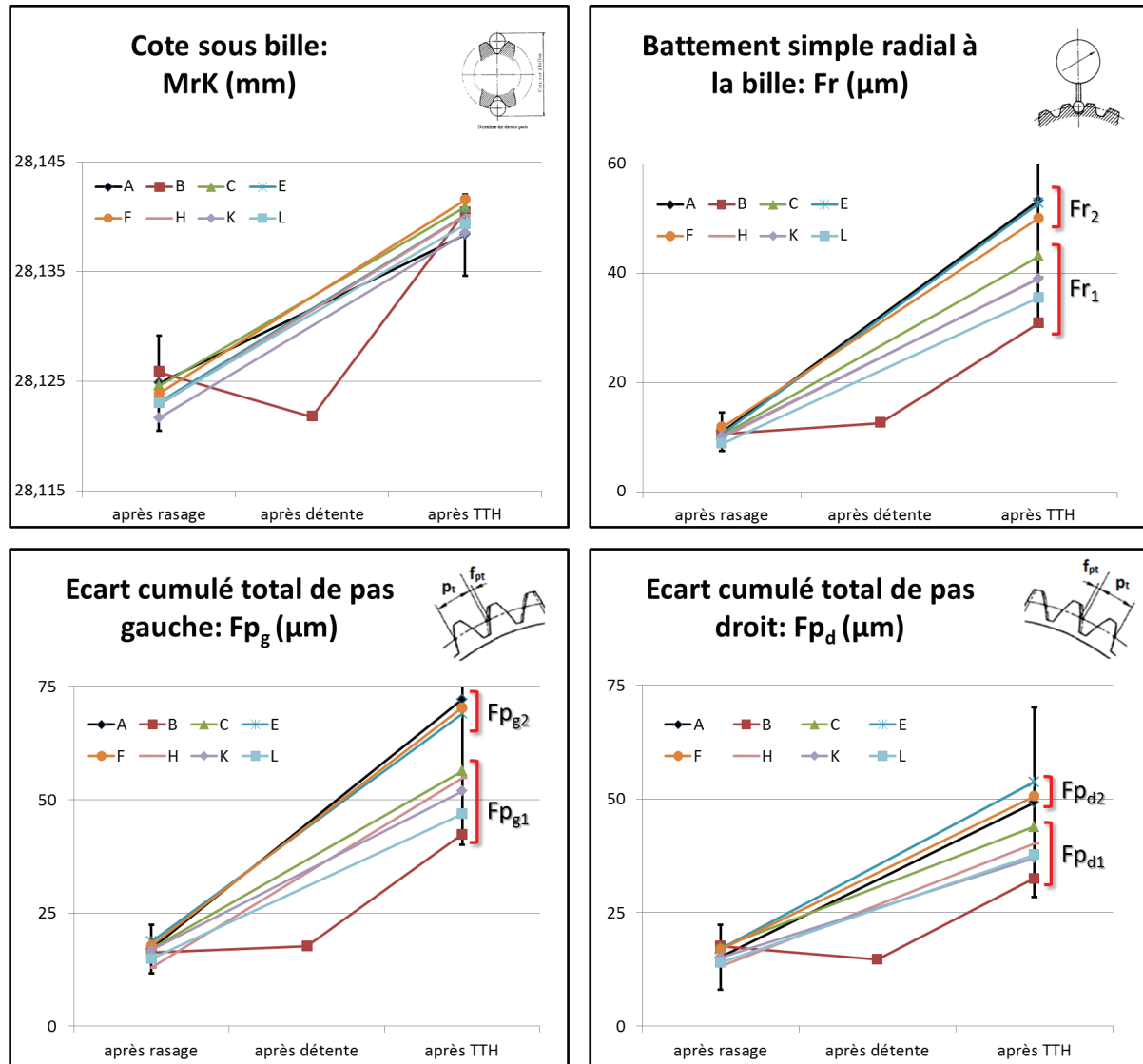


FIGURE 6.10 – Évolution de la cote sous-bille MrK , du battement simple radial à la bille Fr , des écarts cumulés totaux de pas F_p (gauche et droit) des 8 lots au traitement thermique. Le lot B est le seul subissant une détente entre la fin de l'usinage et le traitement thermique. Seul l'écart-type du lot A type "gamme série" est représenté afin de ne pas davantage charger le graphique.

Concernant les trois autres paramètres, la dispersion (traduite par l'écart-type) augmente fortement après traitement thermique.

Cette dispersion est observée quels que soient les lots et limite donc à une analyse qualitative. Certaines tendances se dégagent néanmoins. Au niveau du battement simple radial à la bille F_r et des écarts cumulés totaux de pas F_p , les lots détendus peuvent être séparés en deux groupes. Ces deux groupes de lots sont d'ailleurs identiques à ceux établis pour la flèche :

- les lots B, C, H, K, L détendus respectivement après rasage, roulage, forage, tournage et forgeage auxquels sont attribuées les valeurs respectives F_{r1}, F_{pg1} et F_{pd1} ,
- les lots E et F , détendus respectivement après taillage et après perçage auxquels sont attribuées les valeurs F_{r2}, F_{pg2} et F_{pd2} , avec $F_{r2} > F_{r1}$, $F_{pg2} > F_{pg1}$ et $F_{pd2} > F_{pd1}$.

Pour le lot B , de faibles variations géométriques apparaissent lors de la détente pour les quatre paramètres considérés. Il est cependant possible de noter une légère diminution de la cote sous bille moyenne après détente. Par conséquent, l'effet du relâchement de contraintes résiduelles conduit à une légère contraction radiale de la denture. Il affecte cependant peu les autres paramètres de la denture de 1^{er} niveau. Ensuite, au traitement thermique, ce lot présente le battement simple radial à la bille F_r et les écarts cumulés totaux de pas F_p les plus faibles. Ces résultats sont exploités par la suite en suivant la méthode de comparaison.

Déformations dentures de 2nd niveau

Au second niveau d'analyse de la denture se trouvent les écarts de direction de profil et d'hélice. Ils sont présentés en Figure 6.11 et montrent cette fois des comportements plus distincts et moins entachés de dispersion. En effet, la moyenne sur trois dents pour le lot A type "gamme série" présente par exemple des écarts-types faibles en écart de direction de profil flanc gauche : moins de $1\mu m$ après rasage et moins de $2\mu m$ après traitement thermique, ce qui est inférieur à l'incertitude de mesure. En conséquence, la comparaison entre les lots est cette fois exploitable quantitativement.

La proximité entre les valeurs obtenues dans le cas de l'écart de direction de profil droit $f_{H\alpha d}$ ne permet pas d'effectuer une distinction avec confiance entre les lots. En revanche, vus les niveaux de dispersion, les autres paramètres dentures autorisent un classement en plusieurs groupes, décrits dans le Tableau 6.3 et illustrés en Figure 6.11.

L'étape d'analyse suivante dans ce second niveau d'observation sur les dentures concerne les bombés, présentés en Figure 6.12. Une nouvelle fois, les dispersions intrinsèques à chaque lot sont de l'ordre de grandeur de l'incertitude de mesure, à savoir moins de $2\mu m$. Les bombés ont respectivement des comportements sensiblement similaires sur les flancs gauche et droit. Les bombés de profil C_α augmentent pour les deux flancs et les bombés d'hélice C_β diminuent pour les deux flancs au traitement thermique.

Concernant les bombés de profil C_α pour les deux flancs, tous les lots sont compris

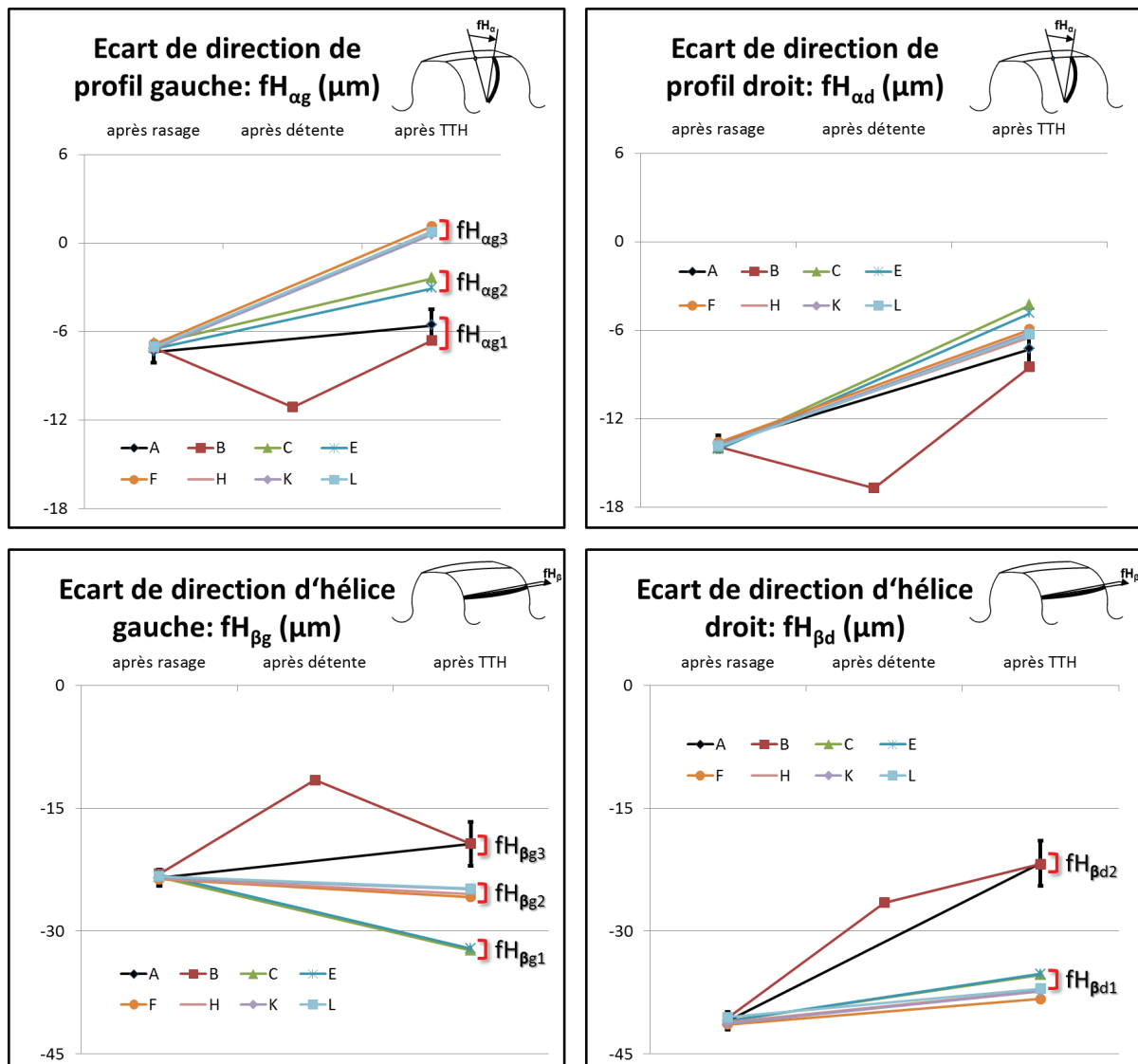


FIGURE 6.11 – Évolution des écarts de direction de profil $f_{H\alpha}$ et des écarts de direction d'hélice $f_{H\beta}$ pour les flancs gauches et droits des 8 lots au traitement thermique. Le lot *B* est le seul subissant une détente entre la fin de l'usinage et du traitement thermique. Seul l'écart-type du lot *A* type "gamme série" est représenté afin de ne pas davantage charger le graphique.

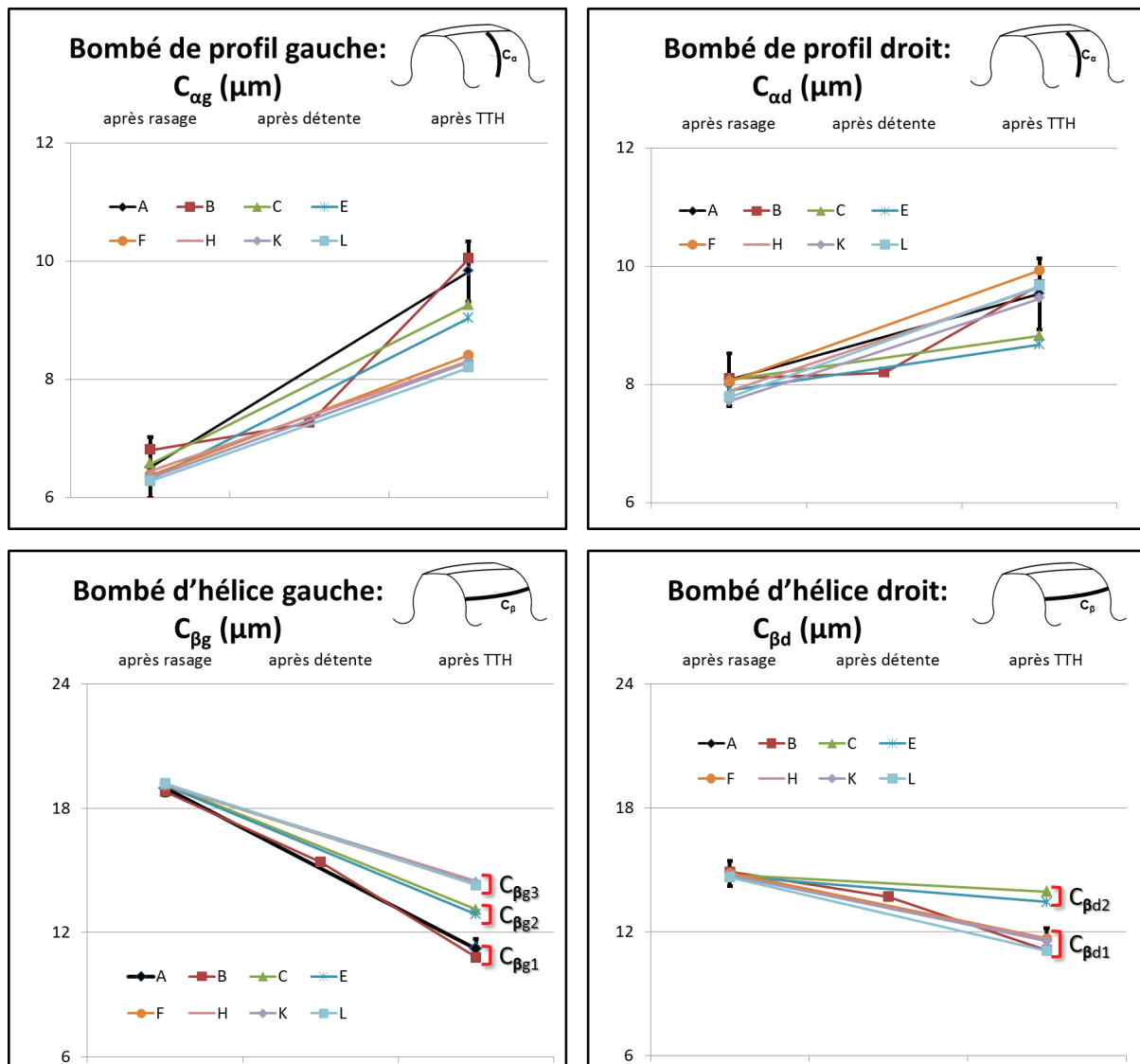


FIGURE 6.12 – Évolution des bombés de profil C_{α} et des bombés d'hélice C_{β} pour les flancs gauches et droits des 8 lots au traitement thermique. Le lot B est le seul subissant une détente entre la fin de l'usinage et le traitement thermique. Seul l'écart-type du lot A type "gamme série" est représenté afin de ne pas davantage charger le graphique.

Lots	$fH_{\alpha g}$	$fH_{\alpha d}$	$fH_{\beta g}$	$fH_{\beta d}$	$C_{\alpha g}$	$C_{\alpha d}$	$C_{\beta g}$	$C_{\beta d}$
B	$fH_{\alpha g1}$	-	$fH_{\beta g3}$	$fH_{\beta d2}$	-	-	$C_{\beta g1}$	$C_{\beta d1}$
C	$fH_{\alpha g2}$	-	$fH_{\beta g1}$	$fH_{\beta d1}$	-	-	$C_{\beta g2}$	$C_{\beta d2}$
E	$fH_{\alpha g2}$	-	$fH_{\beta g1}$	$fH_{\beta d1}$	-	-	$C_{\beta g2}$	$C_{\beta d2}$
F	$fH_{\alpha g3}$	-	$fH_{\beta g2}$	$fH_{\beta d1}$	-	-	$C_{\beta g3}$	$C_{\beta d1}$
H	$fH_{\alpha g3}$	-	$fH_{\beta g2}$	$fH_{\beta d1}$	-	-	$C_{\beta g3}$	$C_{\beta d1}$
K	$fH_{\alpha g3}$	-	$fH_{\beta g2}$	$fH_{\beta d1}$	-	-	$C_{\beta g3}$	$C_{\beta d1}$
L	$fH_{\alpha g3}$	-	$fH_{\beta g2}$	$fH_{\beta d1}$	-	-	$C_{\beta g3}$	$C_{\beta d1}$

TABLE 6.3 – Classement et niveaux attribués à chaque lot en paramètres dentures de 2nd niveau après traitement thermique.

dans un intervalle de largeur inférieure à $2\mu m$, soit l'incertitude de mesure. Il n'est donc pas possible de distinguer avec confiance les différents lots. En revanche, la distinction est plus marquée et d'amplitude supérieure pour les bombés d'hélice C_{β} . Par conséquent, les lots sont classés en plusieurs groupes, présentés dans le Tableau 6.3.

Il est à noter que le lot *B*, détendu après rasage, présente des valeurs très proches du lot *A* type "gamme série" pour les écarts de direction d'hélice $f_{H\beta}$ et les bombés *C* pour le flanc gauche. Cela signifie que la détente après rasage a peu d'effet sur la géométrie après traitement thermique à cette échelle d'observation.

Exploitation

L'exploitation des résultats précédents s'appuie ensuite sur la démarche proposée en réponse au verrou V_4 visant à déterminer l'influence d'un porteur de potentiel lié à chaque étape du process. Dans notre cas, le porteur étudié concerne les contraintes résiduelles associées à la composante "déformation en flèche, dentures 1^{er} et 2nd niveaux" du potentiel de déformation. Afin de déterminer l'influence des étapes de fabrication, les différences entre les valeurs obtenues après traitement thermique sont effectuées.

Étape	Différence révélatrice entre lots	Différence attribuée	Tendance sur flèche	Influence sur potentiel de déformation en flèche
Tournage	$L - K$	$f_1 - f_1$	#	nulle
Forage	$K - H$	$f_1 - f_1$	#	nulle
Perçage	$H - F$	$f_1 - f_2$	< 0	diminution
Taillage	$F - E$	$f_2 - f_2$	#	nulle
Roulage	$E - C$	$f_2 - f_1$	> 0	augmentation
Rasage	$C - B$	$f_1 - f_1$	#	nulle

TABLE 6.4 – Influence de chaque étape sur le potentiel de déformation en flèche à travers le porteur "contraintes résiduelles". # traduit une influence nulle.

Les résultats concernant la flèche sont présentés à travers le tableau 6.4. Il est à no-

ter que seul l'impact des contraintes résiduelles est ici évalué, sans considérer les autres influences (géométrie notamment) des opérations de fabrication. Il apparait que seules deux étapes modifient le potentiel de déformation en flèche à travers les contraintes résiduelles : le perçage et le roulage. Le perçage est donc favorable en termes de contraintes résiduelles, diminuant le potentiel de déformation en flèche de l'arbre. Son impact conduirait à une modification du champ de contraintes "favorable". Concernant le roulage, son impact en termes de contraintes résiduelles apparait comme défavorable. Cette opération de fabrication est une déformation plastique à froid donc modifiant sensiblement le champ de contraintes résiduelles. Le réglage des deux crémaillères réalisant cette opération pourrait être mis en cause. La pièce est cependant prise entre pointes flottantes mais les efforts sont tels qu'un déséquilibre dans le champ de contraintes résiduelles pourrait apparaître. L'impact serait alors défavorable sur le potentiel de déformation en flèche.

Concernant les dentures, la séparation entre les deux niveaux d'échelle a montré des résultats différents. Dans le premier niveau d'échelle, la population de résultats s'est distinguée entre deux groupes de lots : d'une part les lots *A* type "gamme série", *E* détendu après taillage et *F* détendu après perçage, d'autre part le reste des lots. Ces deux groupes correspondant aux deux groupes déjà préalablement identifiés dans le cas de la déformation en flèche. Dans le second niveau d'échelle de critères dentures, plusieurs groupes ont également été identifiés mais comprenant des lots différents. La distinction entre ces lots n'est pas systématiquement significative, par conséquent l'exploitation se focalisera sur les critères dentures pour lesquelles les résultats présentent des différences claires. La méthode répondant au verrou V_4 par comparaison entre les lots a donc été utilisée pour obtenir le Tableau de synthèse 6.5.

Étape	Différence Révélatrice	Flèche	Dentures 1 ^{er} niveau F_r, F_{pg}, F_{pd}	Dentures 2 nd niveau					
				$f_{H\alpha g}$	$f_{H\alpha d}$	$f_{H\beta g}$	$f_{H\beta d}$	$C_{\beta g}$	$C_{\beta d}$
Tournage	$L - K$	#	#	#	NA	#	#	#	#
Forage	$K - H$	#	#	#	NA	#	#	#	#
Perçage	$H - F$	< 0	< 0	#	NA	#	#	#	#
Taillage	$F - E$	#	#	> 0	NA	> 0	#	> 0	< 0
Roulage	$E - C$	> 0	> 0	#	NA	#	#	#	#
Rasage	$C - B$	#	#	> 0	NA	< 0	< 0	> 0	> 0

TABLE 6.5 – Influence de chaque étape sur le potentiel de déformation en flèche et dentures à travers le porteur "contraintes résiduelles". La valeur transcrite prend en compte la norme et non le signe du critère denture respectif. # traduit une influence nulle et NA signifie "non applicable".

Concernant les critères dentures de second niveau $f_{H\alpha g}, f_{H\beta g}, f_{H\beta d}, C_{\beta g}, C_{\beta d}$, les résultats sont différents. En effet, seules les étapes de taillage et rasage ont une influence sur ces critères. Ces deux opérations de fabrication sont intimement liées à la denture car elles correspondent à son ébauche et à sa finition. Les influences sont variables en fonction des critères dentures. Par exemple, dans le cas de l'écart de direction de profil flanc gauche $f_{H\alpha g}$, le taillage et le rasage ont tendance à augmenter le potentiel de déformation via le

porteur de potentiel "contraintes résiduelles".

Les résultats synthétisés dans le Tableau 6.5 mettent également en exergue plusieurs similarités. Ainsi la flèche et les critères dentures de premier niveau : F_r , F_p pour les deux flancs présentent les mêmes comportements vis-à-vis des étapes de fabrication. De même, l'écart de direction de profil gauche $f_{H\alpha g}$ ainsi le bombé d'hélice flanc gauche $C_{\beta g}$ semblent liés. Dans le cas de l'écart de direction d'hélice $f_{H\beta g}$ et du bombé d'hélice flanc droit $C_{\beta d}$, les influences sont cette fois inversées. Afin d'analyser plus en profondeur ces corrélations, une analyse plus poussée est présentée ultérieurement.

D'autre part, les hypothèses imposées par cette méthode (linéarité de l'amplitude du porteur considéré, indépendances des effets sur le porteur de potentiel considéré, perfection de la neutralisation, conservation du porteur, indépendance "maîtrisée" du porteur) présentent les mêmes bases de vérification que dans le chapitre 5. Ainsi, les deux premières nécessitent que le champ de contraintes internes aux pièces ne dépassent pas la limite élastique durant la gamme "pièce blanche", ce qui n'est pas vérifié vue la complexité de telles évaluations. De plus, la perfection de la neutralisation est considérée comme effective, tout comme la conservation des contraintes résiduelles (relaxation homogène et négligeable des contraintes résiduelles). Enfin, lors de l'évolution des contraintes résiduelles, la température et le matériau sont considérés comme homogènes entre les lots. Concernant la géométrie, celle-ci n'a pas évolué en flèche et en 1^{er} niveau dentures durant la gamme "pièce blanche" et pendant les détentes. Par contre, en 2nd niveau dentures, des déformations sont observées durant la détente. Par conséquent, les analyses relatives à ces critères sont effectuées avec prudence.

6.2.3 Approche par Neutralisation d'étapes

Cette partie présente les résultats complémentaires au plan d'essais présenté en Figure 6.7. Afin d'observer l'impact d'une étape seule sur le comportement géométrique au traitement thermique, l'idée est à nouveau de fonctionner par neutralisation et comparaison. Concrètement, chacun des trois lots n'a pas subi une étape de fabrication. Pour rappel, le lot D n'a pas subi de roulage, le lot G n'a pas subi de perçage et le lot J n'a pas subi de forage. Ces trois étapes de fabrication *pièce blanche* ont pour propriété commune de ne pas rendre impossible la suite de la gamme de fabrication jusqu'au traitement thermique. Par exemple, les pièces non forées peuvent tout de même être ensuite percées, taillées, roulées et rasées. En revanche, il n'est pas envisageable de raser des pièces non taillées. L'objectif est de comparer des pièces d'un lot type "gamme série" d'un lot n'ayant pas subi une étape. Ainsi, l'influence de cette étape sur les déformations au traitement thermique est révélée [HBBS13a].

Déformations Globales

D'après la Figure 6.13, ne pas appliquer une étape de fabrication modifie (non pas en gamme *pièce blanche* mais au traitement thermique) l'évolution de la flèche par rapport au lot A type "gamme série". Ainsi, ne pas percer ou forer est favorable tandis que ne pas rouler est défavorable. Cette fois, l'orientation angulaire de la flèche n'a pas montré

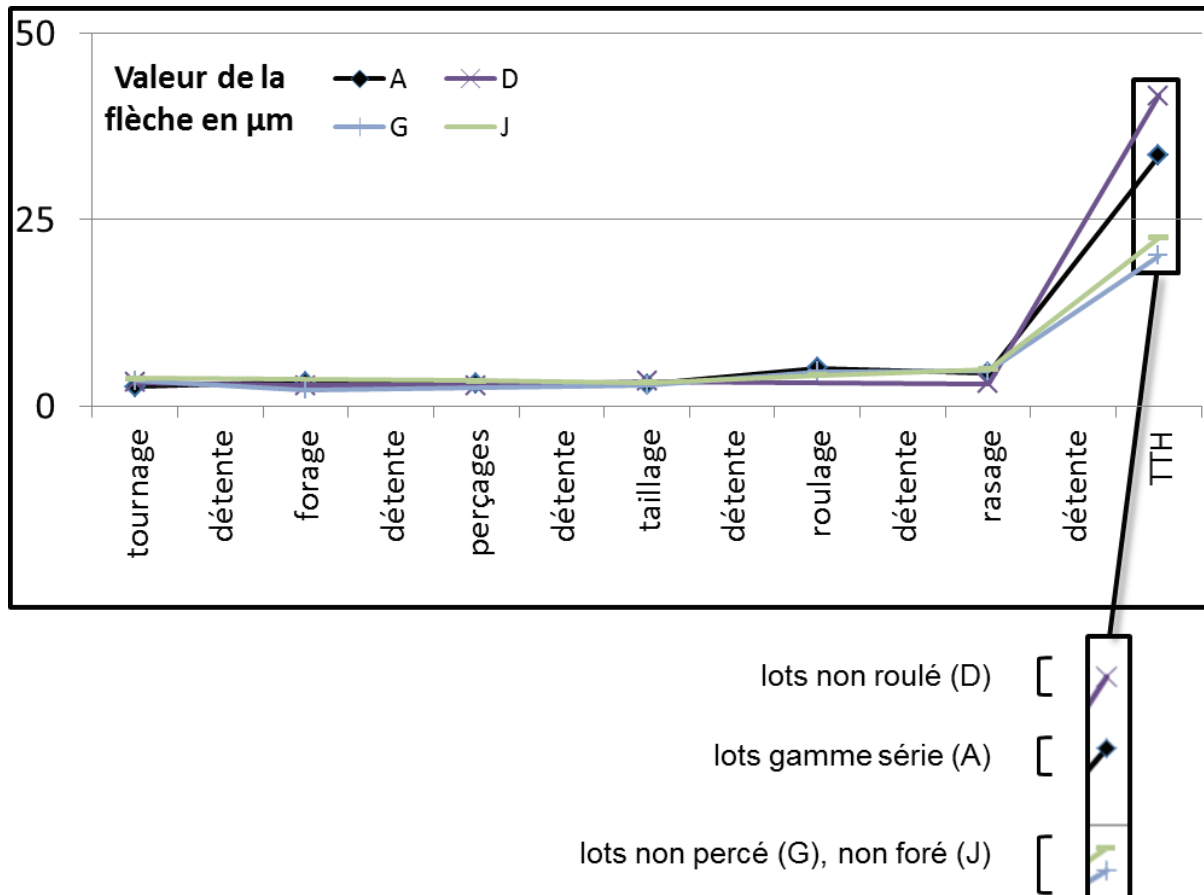


FIGURE 6.13 – Évolution de la flèche du lot type "gamme série" (A) et des 3 lots n'ayant pas subi de roulage (D), de perçage (G) ou de forage (J). Les écarts-types de chaque lot (moins de $4\mu\text{m}$ en *pièce blanche*, entre 9 et $19\mu\text{m}$ après traitement thermique) ne sont pas représentés pour ne pas davantage charger le graphique.

de corrélation avec les trous de lubrification comme dans le premier plan d'essais illustré en Figure 5.13. En revanche, ces trous radiaux semblent tout de même avoir un impact. Il semble donc que la circulation des fluides (atmosphère de traitement dans le four et huile en trempe) par le trou axial créé par forage et les trous radiaux influence défavorablement la flèche. En supprimant les étapes de forage et de perçage et *de facto* en interdisant un passage de fluide à travers l'arbre, une flèche plus faible est mesurée après traitement thermique. Il n'est pas possible de supprimer ces trous car une des fonctions de l'arbre secondaire est de lubrifier le système de synchronisation via le forage central et les trous radiaux de lubrification. En fabrication, ce passage de fluide autorisé profite à l'atmosphère du four et à l'huile de trempe. L'analyse métallographique qui suit montre l'apparition de structures en bordure des trous de lubrification radiaux identiques à la surface de la pièce. L'arbre présente donc un alignement de quatre trous radiaux avec une structure métallurgique particulière. Cette hétérogénéité de géométrie et de structure métallurgique peut expliquer le fait d'obtenir une flèche après traitement thermique.

Concernant le roulage, le fait de ne pas l'appliquer induit des résultats défavorables.

En termes de géométrie seule, le roulage conduit à la génération de cannelures sur une grande partie du corps de l'arbre. La surface de la pièce est augmentée par cette opération, d'environ 5% de sa surface totale. L'échange thermique est donc amélioré grâce à cette surface de contact pièce-fluide plus grande. Sur le même principe qu'un radiateur, une pièce cannelée augmente plus rapidement en température et refroidit plus rapidement en trempe qu'une pièce non-cannelée. De même, lors de la carbonituration le carbone est diffusé sur une plus grande surface dans le cas d'une pièce cannelée. Ainsi, l'analyse métallographique qui clôt ce chapitre montre que les transformations métallurgiques sont plus profondes pour une surface cannelée comparée à une surface de type "cylindrique". La différence entre les deux géométries et leurs conséquences par rapport aux échanges thermiques ainsi que la diffusion peuvent être une explication de la différence de comportement au traitement thermique pour la flèche. Une autre hypothèse consiste à expliquer cette plus faible flèche par une plus forte raideur des pièces due à la présence des cannelures pour les arbres roulés.

Déformations dentures de 1^{er} niveau

Du point de vue des déformations dentures de premier niveau, la dispersion des résultats est significative, tout comme pour la neutralisation des contraintes résiduelles. Les quatre moyennes des lots sont ainsi quasiment dans un intervalle inférieur à l'écart-type du lot type "gamme série" pour les quatre paramètres présentés en Figure 6.14. La cote sous bille montre tout de même des valeurs très proches entre les différents lots après traitement thermique. Pour le battement simple radial à la bille F_r et les écarts cumulés totaux de pas F_p (gauche et droit), les trois lots présentent des valeurs plus faibles et proches entre elles par rapport au lot type "gamme série". Le lot non-roulé D n'a pas de déformation significativement plus élevée que les autres lots sur les caractéristiques présentées alors qu'il avait la plus grosse flèche moyenne. Le lien entre déformation en flèche et paramètres dentures de premier niveau ne se retrouve pas ici.

Déformations dentures de 2nd niveau

Les écarts de direction de profil et d'hélice sont présentés en Figure 6.15. Les dispersions des valeurs (représentées par l'écart-type) sont de l'ordre de grandeur de l'incertitude de mesure. Dans les quatre cas, le lot D non roulé a le même comportement que le lot A type "gamme série". Le roulage ne semble donc pas avoir d'influence au traitement thermique sur le comportement des dentures pour ces paramètres. En revanche, les lots non percés G et non forés J montrent des variations par rapport au lot de référence en flanc gauche et flanc droit en direction de profil. Dans tous les cas, les deux lots montrent quasiment les mêmes valeurs pour ces paramètres. Ce comportement semblable à quelques microns près pourrait être supposé hérité de la déformation en flèche. L'analyse de corrélation présentée ultérieurement ne corrobore cependant pas ce lien.

Ensuite, les résultats concernant les bombés d'hélice et de profil sont présentés en Figure 6.16. Ils montrent une proximité des résultats, les moyennes des lots étant à peine séparés par quelques microns. La distinction entre les lots s'avère donc particulièrement périlleuse ici. En d'autres termes, le fait de ne pas appliquer une étape de fabrication

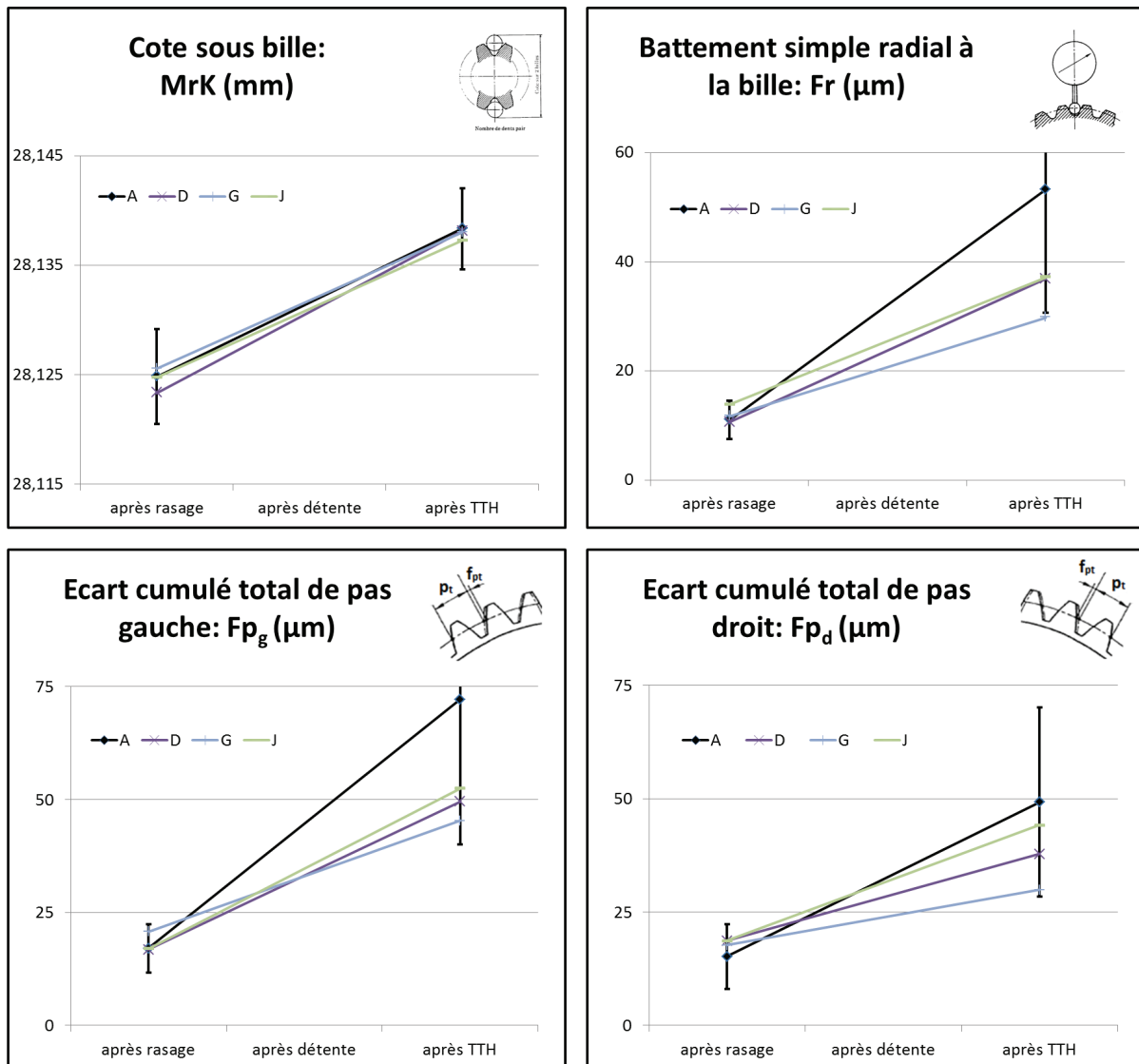


FIGURE 6.14 – Évolution de la cote sous-bille MrK , du battement simple radial à la bille F_r , des écarts cumulés totaux de pas F_p (gauche et droit) du lot type "gamme série" (A) et des 3 lots n'ayant pas subi de roulage (D), de perçage (G) ou de forage (J). Seul l'écart-type du lot A type "gamme série" est représenté afin de ne pas davantage charger le graphique.

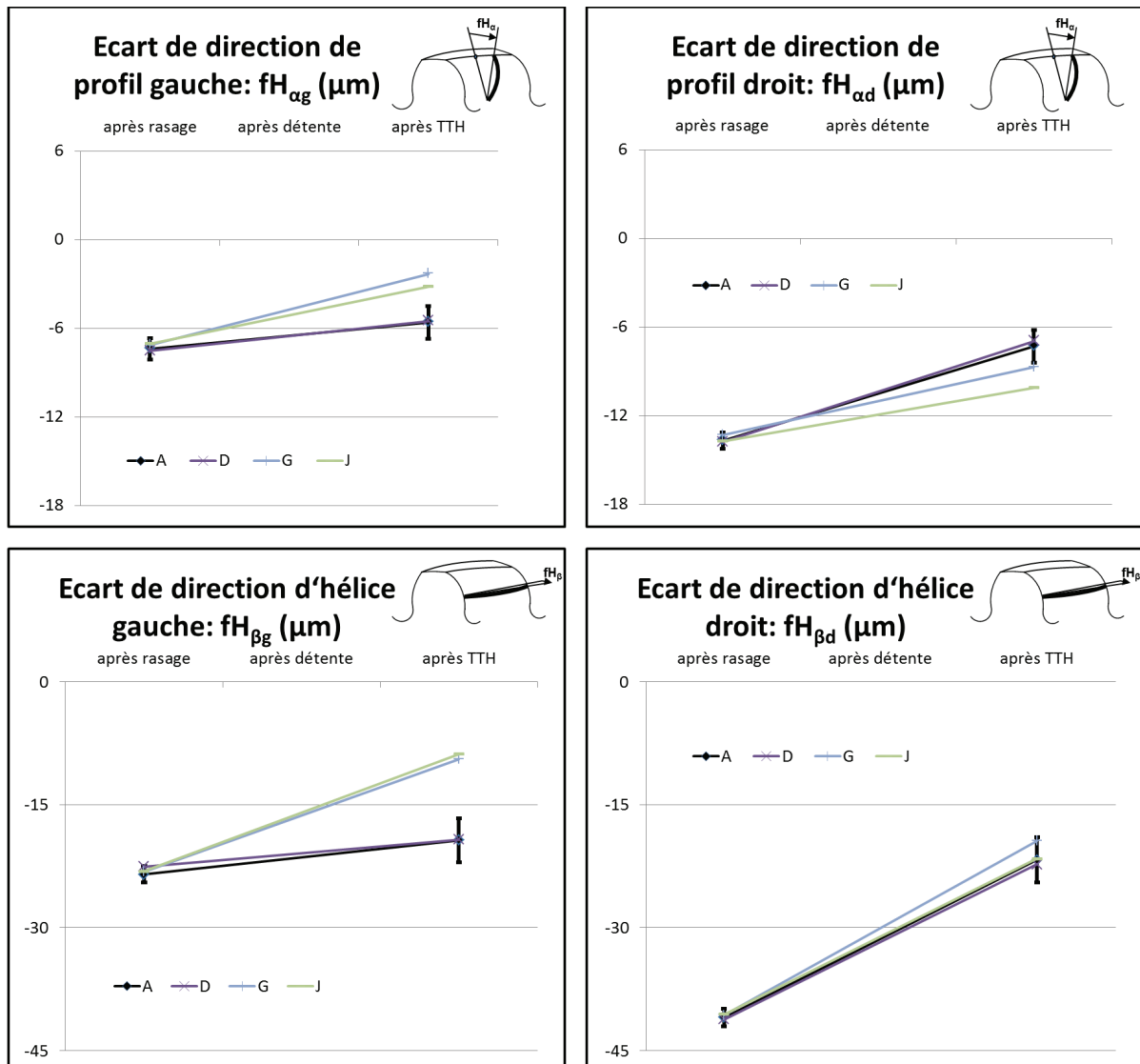


FIGURE 6.15 – Évolution des écarts de direction de profil $f_{H\alpha}$ et des écarts de direction d'hélice $f_{H\beta}$ du lot type "gamme série" (A) et des 3 lots n'ayant pas subi de roulage (D), de perçage (G) ou de forage (J). Seul l'écart-type du lot A type "gamme série" est représenté afin de ne pas davantage charger le graphique.

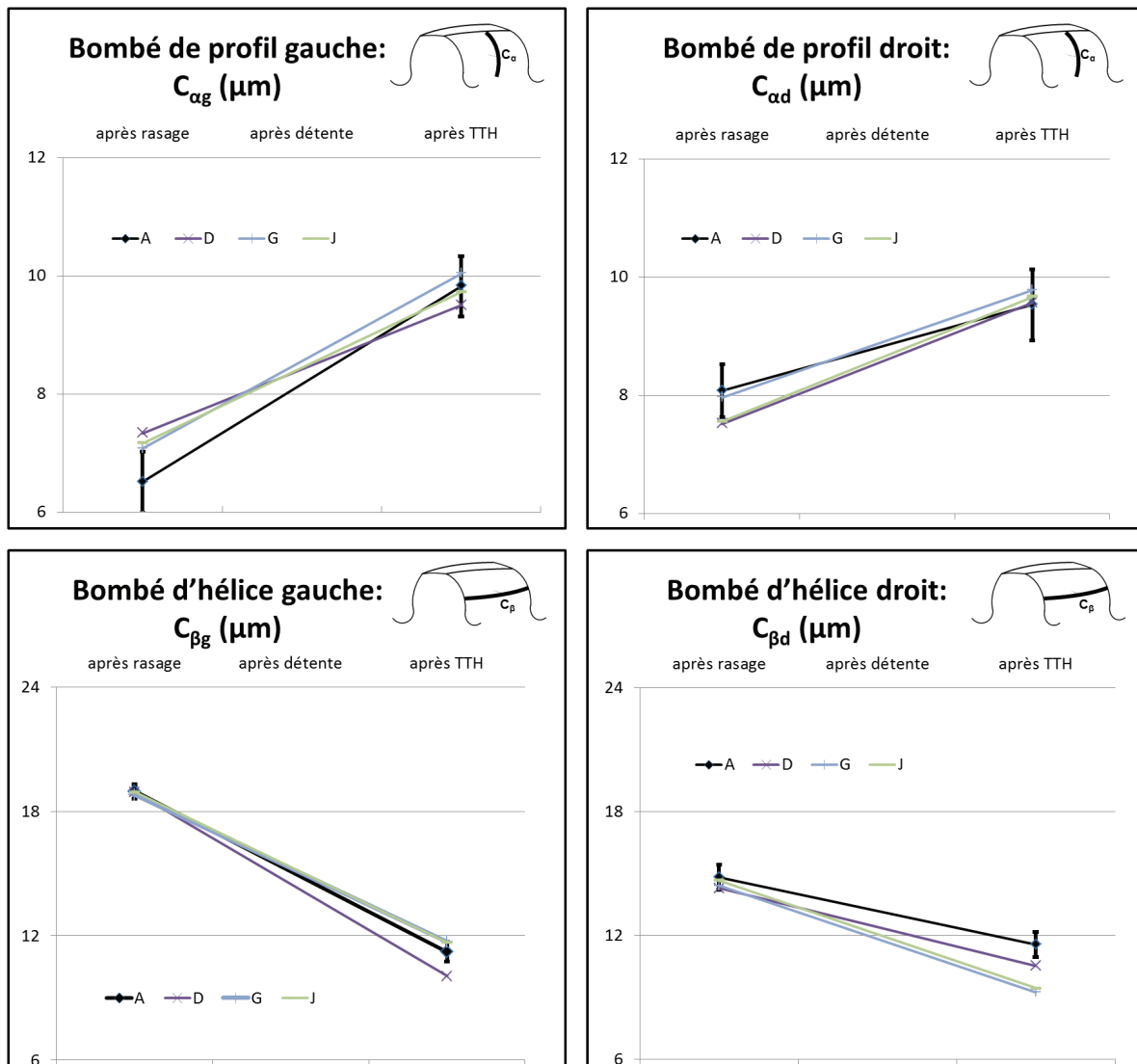


FIGURE 6.16 – Évolution des bombés de profil C_{α} et des bombés d'hélice C_{β} pour les flancs gauches et droits du lot type "gamme série" (A) et des 3 lots n'ayant pas subi de roulage (D), de perçage (G) ou de forage (J). Seul l'écart-type du lot A type "gamme série" est représenté afin de ne pas davantage charger le graphique.

parmi le roulage, le perçage et le forage n'impacte pas de manière visible les bombés de profil et d'hélice au traitement thermique.

Exploitation

L'ensemble des résultats est synthétisé à travers le tableau 6.6. La principale conclusion concerne le forage et le perçage. Au contraire du roulage, ces opérations limitent l'apparition de flèche au traitement thermique. L'influence de ces trois étapes de fabrication se ressent également au premier niveau d'échelle denture, puis de moins en moins au fur et à mesure que l'échelle d'observation décroît.

Néanmoins, force est de constater qu'en modifiant la gamme de fabrication et en supprimant pour le besoin des essais une étape de fabrication *pièce blanche*, les effets sont visibles après traitement thermique sur la flèche mais également la denture. Ce résultat est d'autant plus marquant que les trois opérations de fabrication n'ont pas de rapport direct avec la denture. La révélation des effets d'une opération de fabrication n'est pas instantanée ni nécessairement sur la géométrie usinée. Par exemple, le roulage des cannelures influence après traitement thermique la denture. Ces résultats corroborent à nouveau l'idée de potentiel de déformation.

Etape	Différence Révélatrice	Flèche	Dentures 1 ^{er} niveau F_r, F_{pg}, F_{pd}	Dentures 2 nd niveau					
				$f_{H\alpha g}$	$f_{H\alpha d}$	$f_{H\beta g}$	$f_{H\beta d}$	C_α	C_β
Forage	$J - A$	< 0	< 0	> 0	#	> 0	#	#	#
Perçage	$G - A$	< 0	< 0	> 0	#	> 0	#	#	#
Roulage	$D - A$	> 0	< 0	#	#	#	#	#	#

TABLE 6.6 – Influence totale de chaque étape sur le potentiel de déformation en flèche et dentures. La valeur transcrite prend en compte la norme et non le signe du critère denture respectif. # traduit une influence nulle.

6.2.4 Suivi de caractéristiques en fabrication

Durant le plan d'essais mené, plusieurs mesures dentures ont eu lieu en cours de fabrication sur trois pièces du lot type "gamme série". La denture est générée à partir de l'opération de taillage. Puis les étapes de roulage, rasage et traitement thermique sont appliquées chronologiquement aux pièces. L'objectif des mesures intermédiaires est d'évaluer les modifications géométriques subies par la denture durant ces étapes. Le taillage est l'étape de création de la denture. Il s'agit donc d'un abus de langage d'évoquer une *déformation au taillage*. Il s'agit en réalité de défauts apparaissant lors de cette étape. Le roulage est une opération durant laquelle les deux crémaillères permettant de générer les cannelures ne viennent à aucun moment en contact avec la denture. Pourtant les retours d'expériences en usine suggèrent que des modifications de la denture apparaissent durant le roulage.

L'évolution de la déformation en flèche durant la gamme de fabrication *pièce blanche* a déjà été l'occasion d'une analyse dans les paragraphes précédents. Les niveaux constatés en usinage se sont avérés faibles tandis qu'ils augmentaient de manière conséquente au traitement thermique. Par conséquent, les résultats de mesures de flèche ne seront pas abordés à nouveau ici. Enfin, comme le taillage est une opération d'ébauche sur la denture, la qualité de surface obtenue ne permet pas d'exploiter un critère d'échelle aussi faible que les bombés. Leurs valeurs ne sont donc pas présentées ici.

Déformations dentures de 1^{er} niveau

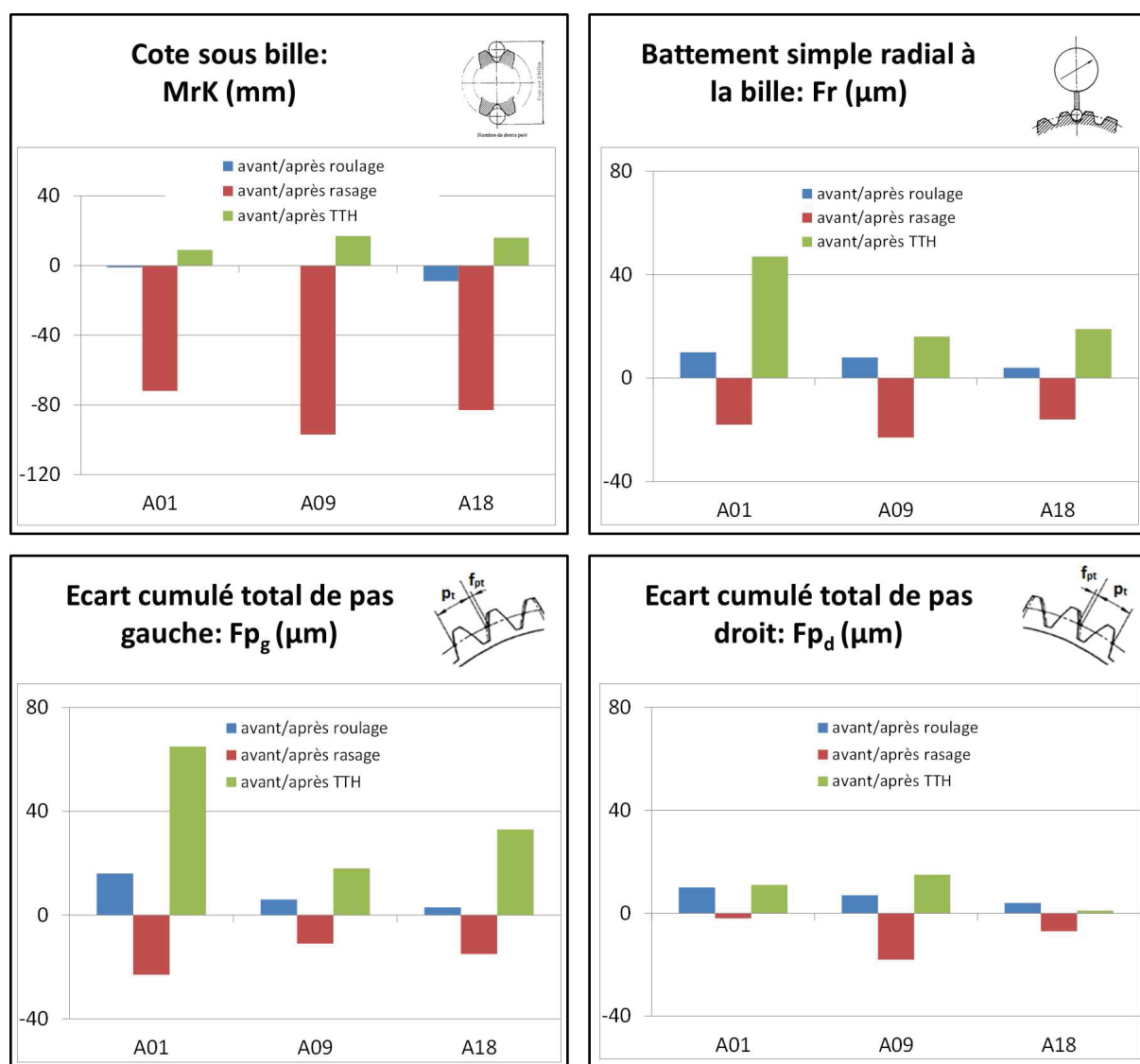


FIGURE 6.17 – Évolution de la cote sous-bille MrK , du battement simple radial à la bille F_r , des écarts cumulés totaux de pas F_p (gauche et droit) pour 3 pièces du lot type "gamme série" A.

Au premier niveau d'analyse de la denture se trouvent les paramètres suivants : cote

sous-bille MrK , battement simple radial à la bille F_r , écarts cumulés totaux de pas F_p (gauche et droit), voir en Figure 6.17. La cote sous bille montre une très faible variation (voir nulle pour A09) durant le roulage. En revanche, le rasage diminue fortement la cote sous bille. Cela s'explique par l'enlèvement de matière durant cette opération conduisant à la diminution de la cote considérée. Au contraire, le traitement thermique contribue à son augmentation. Le gonflement des dentures au traitement thermique est un des effets secondaires déjà constatés précédemment [CET04].

Concernant le battement simple radial à la bille F_r et les écarts cumulés totaux de pas F_p (gauche et droit), des comportements comparables peuvent être constatés. Dans un premier temps le roulage affecte les paramètres de la denture de premier niveau de plusieurs centièmes de millimètre, en augmentant les valeurs des défauts. Puis le rasage diminue les valeurs de ces défauts. L'amplitude des variations au rasage est supérieure à celle au roulage. Non seulement le rasage compense les défauts induits par le roulage mais également ceux issus du taillage pour le battement simple radial à la bille ainsi que les écarts cumulés totaux de pas.

Déformations dentures de 2nd niveau

A l'échelle inférieure se situent les écarts de direction de profil $f_{H\alpha}$ et d'hélice $f_{H\beta}$ dont les évolutions sont présentées en Figure 6.18. Les résultats sont plutôt dispersés en fonction des dents mais plusieurs résultats sont néanmoins déductibles. En écart de direction de profil, le roulage conduit à des déformations pouvant atteindre le centième de millimètres et donc parfois du même ordre de grandeur que les déformations au traitement thermique. Les déformations en écart de direction de profil au roulage ne montrent pas de tendance particulière entre flanc gauche et flanc droit.

Concernant les écarts de direction d'hélice, l'évolution au roulage peut également atteindre le centième de millimètre. Les déformations constatées sont du même signe pour le flanc gauche et le flanc droit, ce qui traduit une inclinaison de la dent dans le sens positif ou négatif en hélice en fonction des dents. Mais cette fois, les déformations au traitement thermique sont d'un ordre de grandeur supérieur. De plus, le rasage compense ici les déformations apparaissant en roulage.

Exploitation

Les mesures en cours de fabrication ont permis notamment de mettre en évidence les évolutions de la géométrie de la denture avant/après roulage. Les résultats sont synthétisés à travers le tableau 6.7. L'influence du roulage a été constatée sur les deux niveaux d'échelle de mesure. Durant l'opération de roulage, les cannelures sont générées par déformation à froid grâce à deux crémaillères. L'épaulement proche des dentures (support du pignon fou de 1^{ere}) fait partie des volumes impactés lors de cette opération, voir en Figure 4.1.d. Par conséquent le roulage conduit à une modification de la géométrie et du champ de contraintes résiduelles suffisamment significatif pour conduire à des déformations de plusieurs centièmes de millimètres sur la denture. Ces déformations sont en partie compensées par le rasage. La position du roulage révèle donc une importance stratégique vis-à-vis de la maîtrise de la géométrie de la denture.

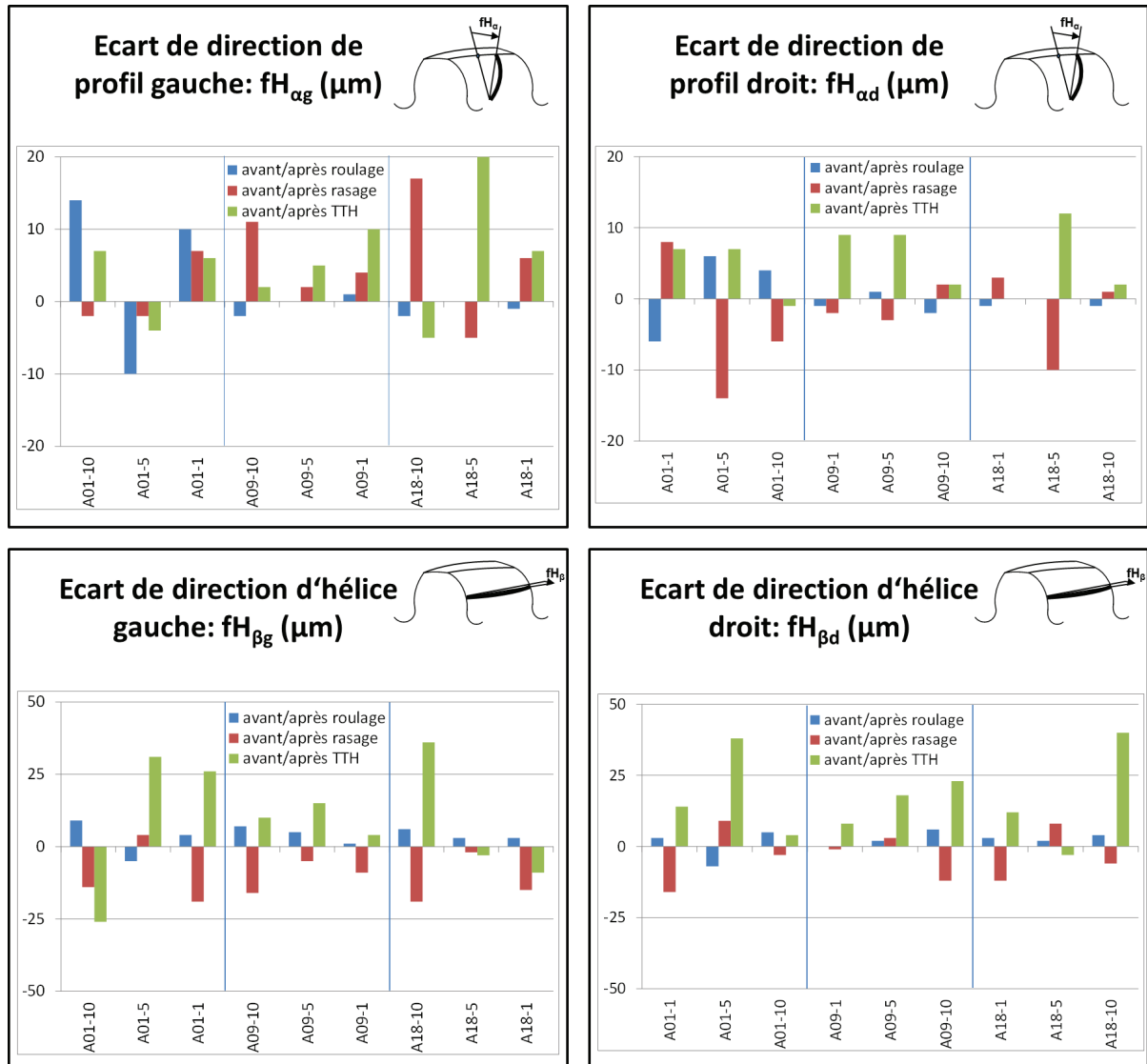


FIGURE 6.18 – Évolution des écarts de direction de profil $f_{H_{\alpha}}$ et des écarts de direction d'hélice $f_{H_{\beta}}$ pour 3 pièces du lot type "gamme série" A.

Étape de Fabrication	Flèche	Dentures 1 ^{er} niveau F_r, F_{pg}, F_{pd}	Dentures 2 nd niveau $f_{H\alpha}, f_{H\beta}$
Roulage	≈ 0	↗	variable
Rasage	↘	↘	signe opposé au roulage
Traitement Thermique	↗	↗	↗

TABLE 6.7 – Évolution des caractéristiques dentures en fabrication pour le lot type "gamme série".

6.2.5 Corrélations

Lors de l'analyse des résultats du plan d'essais, des liens potentiels ont été suggérés. Par exemple les valeurs de flèche et de paramètres dentures de premier niveau ont des évolutions comparables après traitement thermique. Afin d'étudier avec d'autres outils les corrélations existantes au sein des données de mesure obtenues, plusieurs études sont menées. Tout d'abord, une analyse directe est effectuée sur les résultats pour les critères géométriques deux à deux. Seuls les liens suspectés sont ici étudiés. Puis deux outils sont utilisés : la matrice de corrélation et l'Analyse en Composantes Principales (A.C.P.) [DLBSL96]. L'objectif est de prendre en compte l'intégralité des données et d'en obtenir des conclusions quant aux corrélations existantes.

Analyse Directe

La population de 18 pièces du lot *A* type "gamme série" est utilisée afin d'observer les corrélations potentielles entre certains paramètres dentures. L'analyse directe est ici définie comme une observation de la population de pièces dans un repère dont les axes représentent deux paramètres dentures. En Figure 6.19 sont présentées respectivement les évolutions des écarts cumulés totaux de pas F_p et de battement simple radial à la bille F_r en fonction de la flèche, puis entre eux. Dans les trois cas, le nuage de points suggère une relation linéaire entre les paramètres dentures étudiés. Les valeurs des coefficients de détermination linéaire, compris entre 0.85 et 0.97, confirment les liens forts entre les écarts cumulés totaux de pas F_p , le battement simple radial à la bille F_r et la flèche. La plus forte corrélation est obtenue entre le battement simple radial à la bille F_r et celles de l'écart cumulé total de pas du flanc gauche F_{pg} , avec un coefficient de détermination linéaire de 97%.

Ce lien apparent entre ces trois paramètres peut s'expliquer géométriquement. En effet, si une flèche significative existe sur l'arbre, alors le centre local de la denture n'est plus coaxial à l'axe entre pointes mais légèrement translaté en raison de la flèche. Durant la mesure sur le moyen tridimensionnel, le palpeur mesure donc la denture en décalage en raison du fléchage de l'arbre : en dessous ou au dessus de la référence qu'est le niveau du diamètre moyen entre actif de pied et actif de tête pour l'hélice [Ren96]. Ainsi, des écarts de battement simple radial et d'écart de pas risquent d'apparaître, conséquences de la flèche de l'arbre. Ici, le principe d'indépendance universel en métrologie [NF 11] ne semble donc pas être respecté.

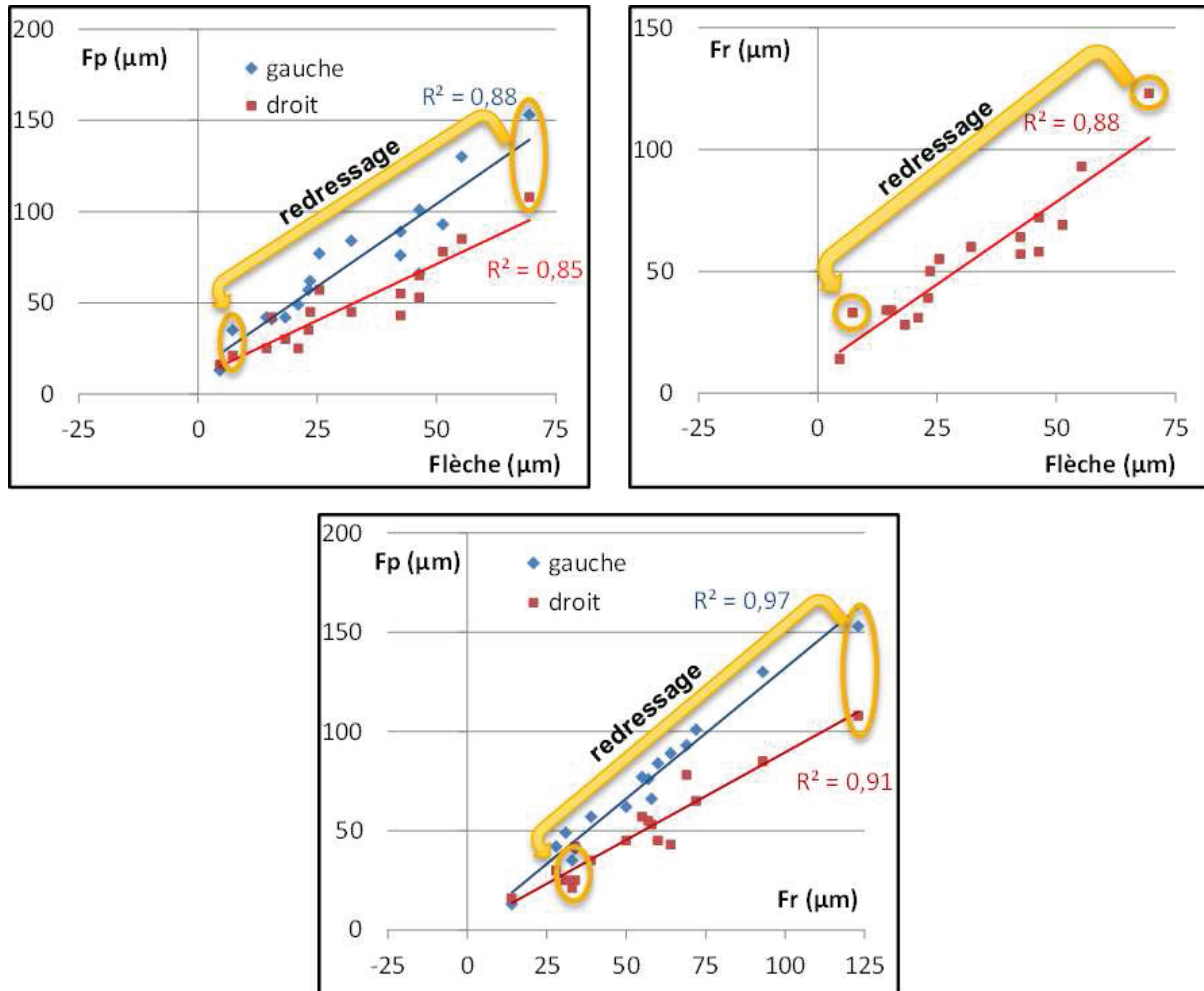


FIGURE 6.19 – Graphiques de corrélations directes entre paramètres dentures du lot *A* type "gamme série" : liens entre les déformations en flèche, battement simple radial à la bille F_r et les écarts cumulés totaux de pas F_p . Pour chaque graphe, les valeurs correspondantes à l'arbre *A14* avant et après redressement sont entourées.

Cette hypothèse est confirmée par l'essai de redressage effectué sur l'arbre A14. Cet arbre a été choisi car il présente la plus grande flèche au sein du lot A et les plus grandes valeurs en F_p et F_r . Le redressage a permis de passer d'une valeur de flèche de $68\mu m$ orientée à 240° par rapport à la référence angulaire (trous de lubrification) avant redressage à une flèche de $6\mu m$ orientée à 45° par rapport à la référence angulaire, soit quasiment diamétralement opposé. Ainsi, le redressage a diminué de plus de 90% la flèche de l'arbre, en allant même jusqu'à légèrement flécher l'arbre dans la direction inverse. Non seulement la flèche a fortement diminué lors du redressage mais en plus, le battement simple radial à la bille F_r et les écarts cumulés totaux de pas F_p ont également fortement baissé. Les nouvelles valeurs sont placées sur les graphiques en Figure 6.19. La proximité respective des nouveaux points avec les droites témoignent de la validité d'une telle corrélation. Ainsi, le fait d'avoir obtenu au paragraphe précédent des résultats sensiblement similaires lors de l'exploitation du plan d'essais pour les mesures de flèche en Tableau 6.4 et les mesures dentures de premier niveau en Tableau 6.5 découle probablement de ce lien mis en exergue ici. En observant les évolutions des critères dentures de premier niveau, ce sont potentiellement les conséquences de la déformation en flèche qui apparaissent.

Concernant un impact de la flèche sur les critères dentures de second niveau, il n'a pas été constaté de lien évident par observation directe du même type. En revanche, l'ensemble des dentures de l'arbre A13 issu du lot type "gamme série" a été mesuré. Le choix de l'arbre est basé sur sa flèche conséquente de $55\mu m$ après traitement thermique. Afin de mettre en évidence une potentielle corrélation, un arbre présentant une forte flèche est choisi. Il a également des valeurs fortes de battement simple radial à la bille F_r ($80\mu m$) et d'écarts cumulés totaux de pas F_p gauche et droit (respectivement $105\mu m$ et $67\mu m$). L'observation de l'évolution des écarts de direction de profil $f_{H\alpha}$ et d'hélice $f_{H\beta}$ est effectuée en fonction du numéro de dent en Figure 6.20.

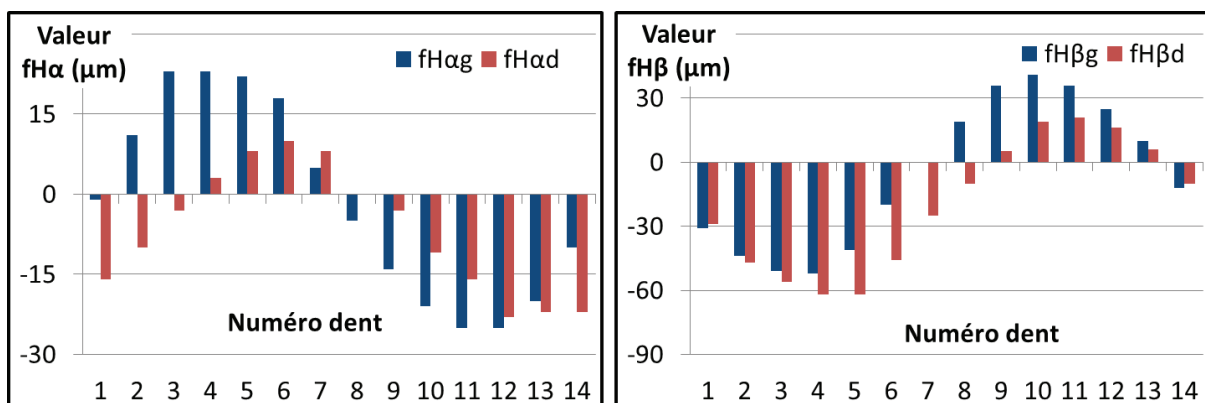


FIGURE 6.20 – Valeurs des écarts de direction de profil $f_{H\alpha}$ et d'hélice $f_{H\beta}$ en fonction du numéro de dent pour l'arbre A13 issu du lot A type "gamme série".

Dans les deux cas, des silhouettes sinusoïdales apparaissent, centrées autour des dents 7, 8 et 9. Des comportements proches sont visibles entre flanc gauche et flanc droit. L'inversion des signes entre profil α et hélice β est également à noter. La première idée est

d'expliquer de telles allures par l'excentration de la denture au moment de la mesure et donc par un fléchage de l'arbre. Néanmoins, aucune corrélation flagrante n'a été observée entre écarts de direction de profil ou d'hélice avec la valeur de la flèche de l'arbre, de son battement simple radial ou des écarts cumulés totaux de pas.

En revanche, les graphes en Figure 6.20 permettent de mettre en relief l'importance du choix de la première dent lors d'une mesure denture. En effet, la norme indique que les mesures des hélices et des profils sont réalisées sur les 2 flancs sur un minimum de 3 dents également réparties [NF 96]. Dans le cas présenté, en fonction du choix de la première dent, les écarts de direction d'hélice moyens $f_{H\beta m}$ sur trois dents peuvent s'étendre jusqu'à $8\mu m$ en flanc gauche, voir en Table 6.8. Pour une même denture, il est donc possible d'obtenir des résultats différents pour les valeurs individuelles et moyennes des écarts de direction en fonction du choix de ces trois dents. Le tableau met également en évidence qu'en considérant 3 ou 5 dents, les valeurs des moyennes sont plus étendues. Vues les allures des courbes en Figure 6.20, deux valeurs négatives et une valeur positive (ou l'inverse) sont par exemple obtenues en considérant trois dents uniformément réparties, ce qui explique ce phénomène. Un choix de 4 dents pour le calcul de la moyenne apparaît comme un compromis intéressant pour limiter cette étendue (nombre de dents pair), en respectant la norme [NF 96] (supérieur à 3 dents) sans pour autant augmenter considérablement le temps de mesure (une dent supplémentaire à mesurer).

Moyenne sur	Étendues (μm)			
	$f_{H\alpha gm}$	$f_{H\alpha dm}$	$f_{H\beta gm}$	$f_{H\beta dm}$
2 dents	4	2	4	6
3 dents	5	3	8	7
4 dents	2	2	3	4
5 dents	5	3	8	7

TABLE 6.8 – Étendues (en μm) des valeurs moyennes des écarts de direction de profil $f_{H\alpha m}$ et des moyennes des écarts de direction d'hélice $f_{H\beta m}$ en fonction du nombre de dents utilisé pour le calcul.

Matrice de Corrélation

A partir de l'ensemble des résultats de mesures, une matrice de données X est construite. A chacune des 142 lignes correspond une pièce d'essai ou "individu" et à chacune des 62 colonnes une variable "ou paramètre" (histoire de la pièce, paramètre géométrique, etc.). Pour certains de ces paramètres, les valeurs sont mesurées après traitement thermique. Par conséquent, les pièces n'étant pas passées au traitement thermique (pièces extraites en fabrication, mauvais usinages, etc.) ne sont pas prises en compte pour ne pas engendrer de valeurs vides dans la matrice de données.

Soient $x_{i,j}$ la valeur du j^{eme} paramètre pour la i^{eme} pièce et \bar{x}^j la moyenne pondérée des valeurs de la variable j prises par l'ensemble des individus :

$$\bar{x}^j = \sum_{k=1}^{142} \frac{x_{k,j}}{142}$$

Puis seront définis :

$$s_{j_1, j_2} = \sum_{k=1}^{142} \frac{(x_{k, j_1} - \bar{x}^{j_1})(x_{k, j_2} - \bar{x}^{j_2})}{142}$$

$$r_{j_1, j_2} = \frac{s_{j_1, j_2}}{\sqrt{s_{j_1, j_1} \cdot s_{j_2, j_2}}}$$

avec : s_{j_1, j_2} la covariance entre les variables j_1 et j_2 et r_{j_1, j_2} le coefficient de corrélation linéaire entre les variables j_1 et j_2 . La matrice symétrique R composée des termes r_{j_1, j_2} est alors la matrice de variance-covariance du tableau de données centré réduit. Ainsi, R résume la structure des dépendances linéaires entre les 62 variables [DLBSL96].

L'ensemble des termes diagonaux de la matrice R est égal à 1. Les autres membres sont compris entre -1 et 1 . Plus un terme r_{j_1, j_2} est proche en valeur absolue de 1 , plus les paramètres j_1 et j_2 sont linéairement dépendants. Appliqué aux données issues du plan d'essais, cet outil permet d'obtenir les couples de paramètres les plus dépendants. Cependant, le nombre de pièces est faible compte-tenu du nombre de variables donc dans le cas présent, seuls les couples de paramètres présentant une valeur de corrélation proche en valeur absolue de 1 sont observés. Cette limite est arbitrairement fixée à 0.9 . Les couples de paramètres ayant un coefficient de corrélation compris entre -1 et -0.9 ou 0.9 et 1 sont présentés en Table 6.9. Un signe négatif traduit une corrélation négative entre les deux paramètres.

A partir de ces couples de paramètres ainsi corrélés, plusieurs résultats apparaissent :

- détente rasage / $f_{H\beta g}$ & $f_{H\beta d}$ & $C_{\beta g}$ rasage. Les résultats illustrés en Figure 6.11 et 6.12 ont mis en évidence une évolution de l'écart de direction d'hélice et du bombé d'hélice flanc gauche durant la détente après rasage. Cette influence se retrouve ici à travers le niveau proche de 1 des coefficients de corrélation linéaire. En d'autres termes, la détente impacte donc les paramètres d'hélice.
- $f_{H\beta g}$ / $f_{H\beta d}$ / $C_{\beta g}$ rasage. La corrélation entre écart de direction d'hélice et bombé d'hélice sur le même flanc s'explique par la définition de ces paramètres, liés à une même surface géométrique (voir en Annexe E). En revanche, le lien entre flanc gauche et flanc droit peut s'expliquer par le process de fabrication. Le rasage est l'étape de finition des dentures. Les deux flancs sont réalisés en même temps avec un outil unique. Par conséquent, il est cohérent d'observer un lien entre les écarts de direction d'hélice flanc gauche et flanc droit.
- F_r / F_{pg} / F_{pd} TTH. La corrélation entre ces trois paramètres après traitement thermique a été détaillée dans l'analyse directe. Elle se retrouve donc ici. Les coefficients de corrélation linéaire ici obtenus sont différents de ceux présentés en Figure 6.19. En effet, dans le cas précédent, les coefficients calculés prenaient en compte la

couple de paramètre corrélé		valeur coefficient
1ère entité	2ème entité	
détente rasage	$f_{H\beta g}$ avant TTH	0.97
détente rasage	$f_{H\beta d}$ avant TTH	0.96
$f_{H\beta g}$ avant TTH	$f_{H\beta d}$ avant TTH	0.96
F_{pg} TTH	F_r TTH	0.96
$f_{H\beta g}$ TTH	$f_{H\beta d}$ TTH	0.96
N flèche rasage	N flèche DA rasage	0.95
N flèche perçage	N flèche DA perçage	0.94
N flèche roulage	N flèche DA roulage	0.94
O flèche rasage	O flèche DA rasage	0.94
F_{pd} TTH	F_r TTH	0.93
F_{pg} TTH	F_{pd} TTH	0.92
détente rasage	$C_{\beta g}$ avant TTH	-0.92
$f_{H\beta d}$ avant TTH	$C_{\beta g}$ avant TTH	-0.92
$f_{H\beta g}$ avant TTH	$C_{\beta g}$ avant TTH	-0.91

TABLE 6.9 – Synthèse des couples de paramètres présentant des coefficients de corrélation linéaire supérieurs à 0.9 en valeur absolue. Les initiales "N" et "O" traduisent respectivement la "norme" et l'"orientation". D'autre part, les paramètres correspondent à des mesures effectuées *après* l'opération de fabrication citée. Par exemple "N flèche taillage" correspond à la valeur de la norme de la flèche après taillage. Enfin, "DA" signifie "détente après" et "TTH" : traitement thermique.

valeur de l'arbre A14 après redressage.

- $f_{H\beta g} / f_{H\beta d}$ TTH. La corrélation que l'on retrouve ici peut s'expliquer par celle déjà observée entre ces mêmes paramètres avant traitement thermique, en supposant que ce lien soit conservé lors du traitement thermique. En revanche, elle contredit les comportements observés en Figure 6.11. En effet, les écarts de direction d'hélice flanc gauche et droit ont amené à constituer des groupes par lots de pièces. Ces lots sont distincts pour le flanc gauche et le flanc droit.
- Norme et orientation de flèche. Plusieurs corrélations apparaissent dans le tableau et mettent en évidence des liens entre les normes et orientations de flèche avant et après détente. Ce résultat n'est pas surprenant dans la mesure où il avait été observé en Figure 6.9 que la flèche évoluait peu durant la détente. D'autre part, ces fortes valeurs de corrélation linéaire sont également influencées par la méthode de calcul. En effet, tous les lots sauf un ne sont pas détendus par exemple après roulage. Par conséquent, les valeurs indiquées de flèche dans la matrice de données X "norme flèche après roulage" et "norme flèche après roulage après détente" sont strictement identiques pour tous les lots non détendus. Cette forte similarité entre les deux colonnes "norme flèche après roulage" et "norme flèche après roulage après détente" conduit donc à un coefficient de corrélation linéaire élevé.

Ces résultats sont cohérents avec l'ensemble des résultats précédemment obtenus et la matrice de corrélation n'a pas apporté de contradictions majeures avec les conclusions établies. Elle a néanmoins permis de confirmer les corrélations entre paramètres dentures de premier niveau après traitement thermique. De plus, le lien entre les écarts de direction et le bombé d'hélice flanc gauche après rasage a été mis en évidence.

Analyse en Composantes Principales Normée

A partir de la matrice de corrélation R définie précédemment, l'étude peut être complétée par une analyse en composantes principales. Dans le cas présent, comme R est construite à partir de données centrées réduites, il s'agit par définition d'une Analyse en Composantes Principales Normée. Le principe de la méthode est d'obtenir une représentation approchée du nuage des 142 individus dans un sous-espace de faible dimension. Pour cela, les individus sont projetés sur ce sous-espace. Le choix du sous-espace de projection s'effectue suivant le critère suivant : les distances en projection devront être les moins déformées possible. Cela se traduit mathématiquement par : le sous-espace F_k de dimension k recherché est tel que la moyenne des carrés des distances entre projections soit la plus grande possible. Ce critère est justifié car les distances ne peuvent que diminuer en projection orthogonale. La figure 6.21 représente la projection des individus sur le sous-espace F_2 [DLBSL96].

En Analyse en Composantes Principales Normée, le sous-espace F_k de dimension k est engendré par les k vecteurs propres de R associés aux k plus grandes valeurs propres. Seront ensuite définis :

- les axes principaux a_i qui sont les vecteurs propres normés de R ,

- les composantes principales c_i qui sont les vecteurs contenant les coordonnées des projections orthogonales des individus sur l'axe défini par a_i .

La composante principale c_1 associée à la plus grande valeur propre est la variable la plus liée aux variables d'origine au sens de la somme des carrés des corrélations [DLBSL96]. L'histogramme des valeurs propres met en évidence les axes les plus intéressants à analyser, en Figure 6.22. La première valeur propre est supérieure aux suivantes et un décrochage est constaté à partir de la deuxième valeur propre. Puis la décroissance des autres valeurs est très régulière. Le critère de décrochage ou dit "du coude" permet de sélectionner les axes présentant un intérêt.

Les deux premiers axes expliquent en cumulé environ 23,0% de l'information totale. C'est peu car cela signifie que plus des trois-quarts de l'information n'est pas traduite dans une projection suivant le plan engendré par les deux premiers axes principaux (ou "plan principal"). Ce plan illustré en Figure 6.23 permet néanmoins de distinguer suivant l'abscisse (donc la première composante principale) un groupe d'individus du reste de l'échantillon. Il s'agit de l'intégralité des pièces du lot B . Cette distinction est également possible dans le plan formé par les première et troisième composantes principales. Dans les deux cas, la séparation est visible suivant la première composante principale. En revanche, le nuage d'échantillons ne permet pas de distinction particulière dans le plan engendré par les deuxième et troisième composantes principales. La première composante principale, synthétisant par définition le maximum d'informations, est donc également celle qui permet de distinguer le lot B du reste des pièces.

En complément, le cercle des corrélations est un graphique représentant les corrélations

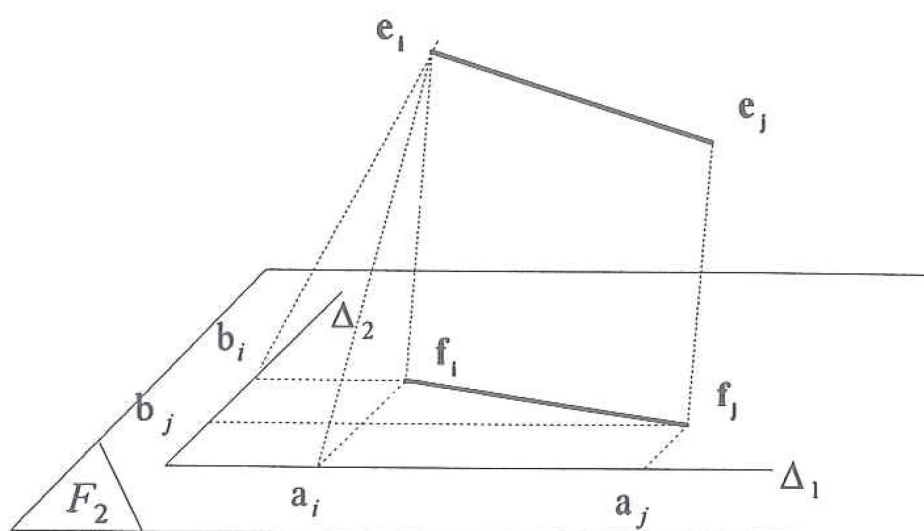


FIGURE 6.21 – Projection du nuage des individus dans un sous-espace de dimension 2. f_i et f_j sont les projections respectives de e_i et e_j sur F_2 . a_i et a_j sont les coordonnées respectives de f_i et f_j sur le premier axe Δ_1 . b_i et b_j sont les coordonnées respectives de f_i et f_j sur le deuxième axe Δ_2 [DLBSL96].

des variables avec les composantes principales. Il permet de mettre en évidence les variables initiales qui ont joué un rôle prépondérant dans la détermination des composantes principales [DLBSL96]. Différents graphiques appliqués au cas d'étude sont présentés en Figure 6.24. Il est à noter que les échelles des graphiques ne permettent pas de visualiser les cercles de rayon unitaire. Or plus une variable est proche du cercle, plus sa qualité de représentation est bonne [DLBSL96]. Dans le cas présent, les plus fortes corrélations entre paramètres et la première composante principale sont inférieures à 30%. La qualité de représentation des variables est donc faible.

Toutefois, le premier graphique des corrélations dans le plan principal (première et deuxième composantes principales) montre les plus fortes abscisses en valeur absolue pour les variables "détente après rasage" ainsi que les paramètres dentures de second niveau, avant et après traitement thermique. Il en est de même dans le plan formé par les première et troisième composantes principales. Par conséquent, la première composante est la plus portée par la variable "détente après rasage" et les paramètres dentures de second niveau. Ce sont suivant ces mêmes variables que le lot *B* présentait une distinction des autres individus. Cet éloignement le long de cet axe signifie que les individus du lot *B* présentent des comportements antagonistes avec le reste des pièces selon les variables définissant cet axe [DLBSL96]. Cette distinction est cohérente avec les résultats précédemment observés en Figure 6.11. Le comportement particulier du lot *B* peut s'expliquer par le fait que la détente modifie dans un premier temps les paramètres dentures de second niveau avant que le traitement thermique ne conduise également à une variation. Cette particularité du lot *B* a été également mise en évidence dans la vérification des hypothèses. Les déformations en 2nd niveau dentures apparaissant en détente limitent l'exploitabilité des

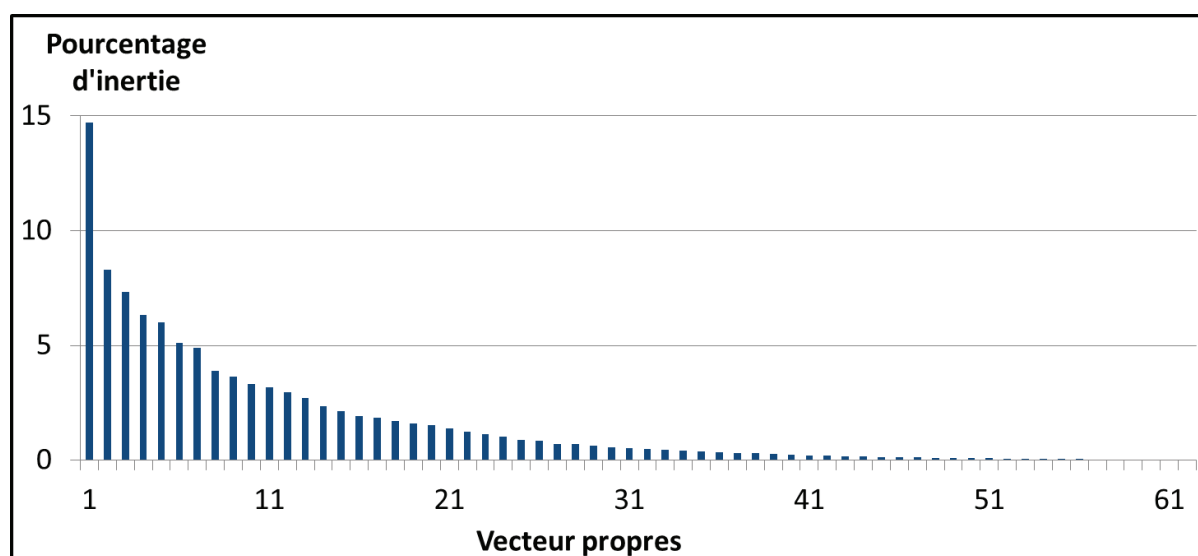


FIGURE 6.22 – Histogramme des valeurs propres de l'ACP. Le pourcentage d'inertie entre chaque valeur propre et la somme des valeurs représente la part de l'information initiale contenue par chaque axe [DLBSL96].

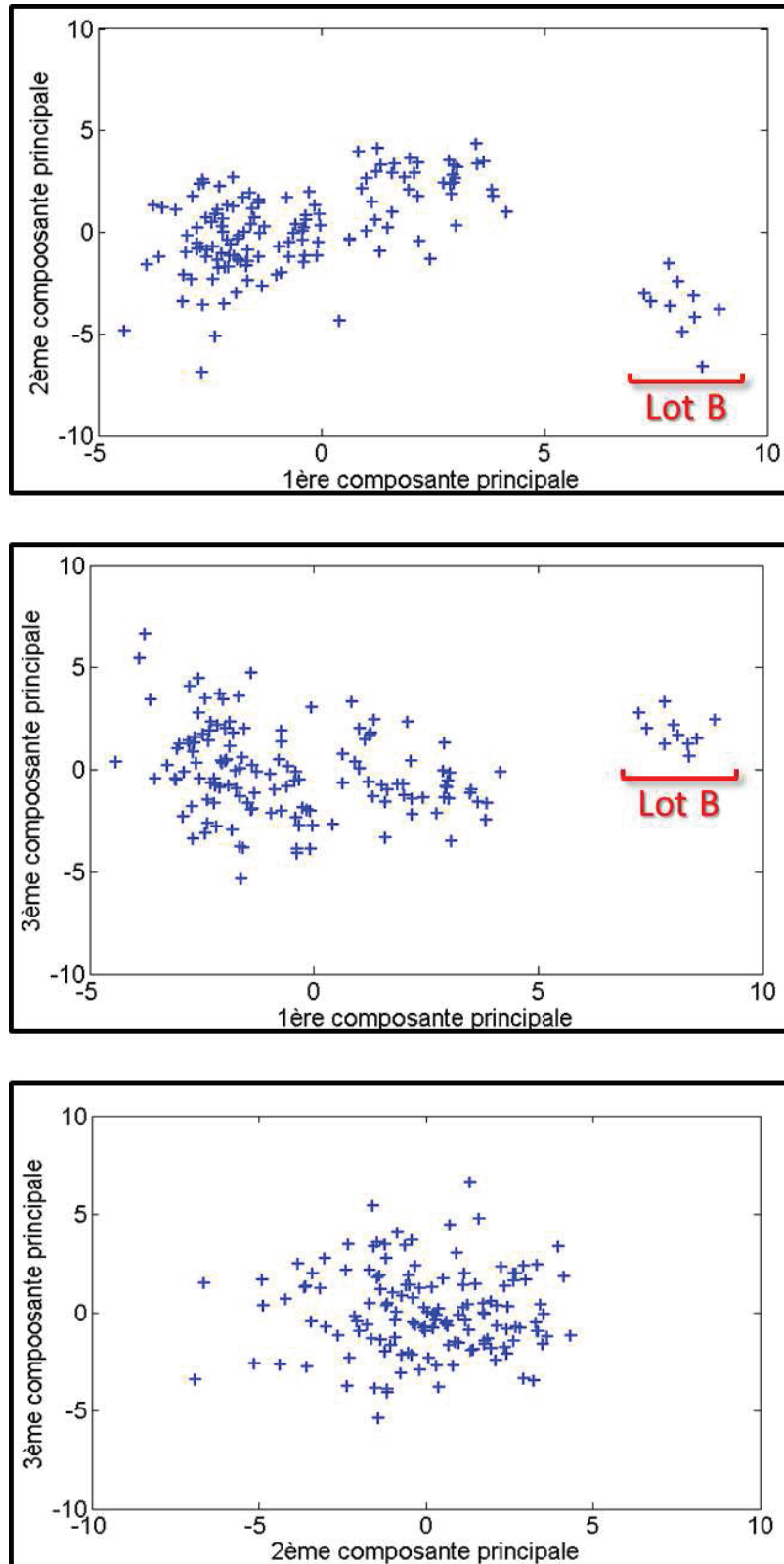


FIGURE 6.23 – Projection des individus (pièces) dans les plans formés par les combinaisons des trois premières composantes principales.

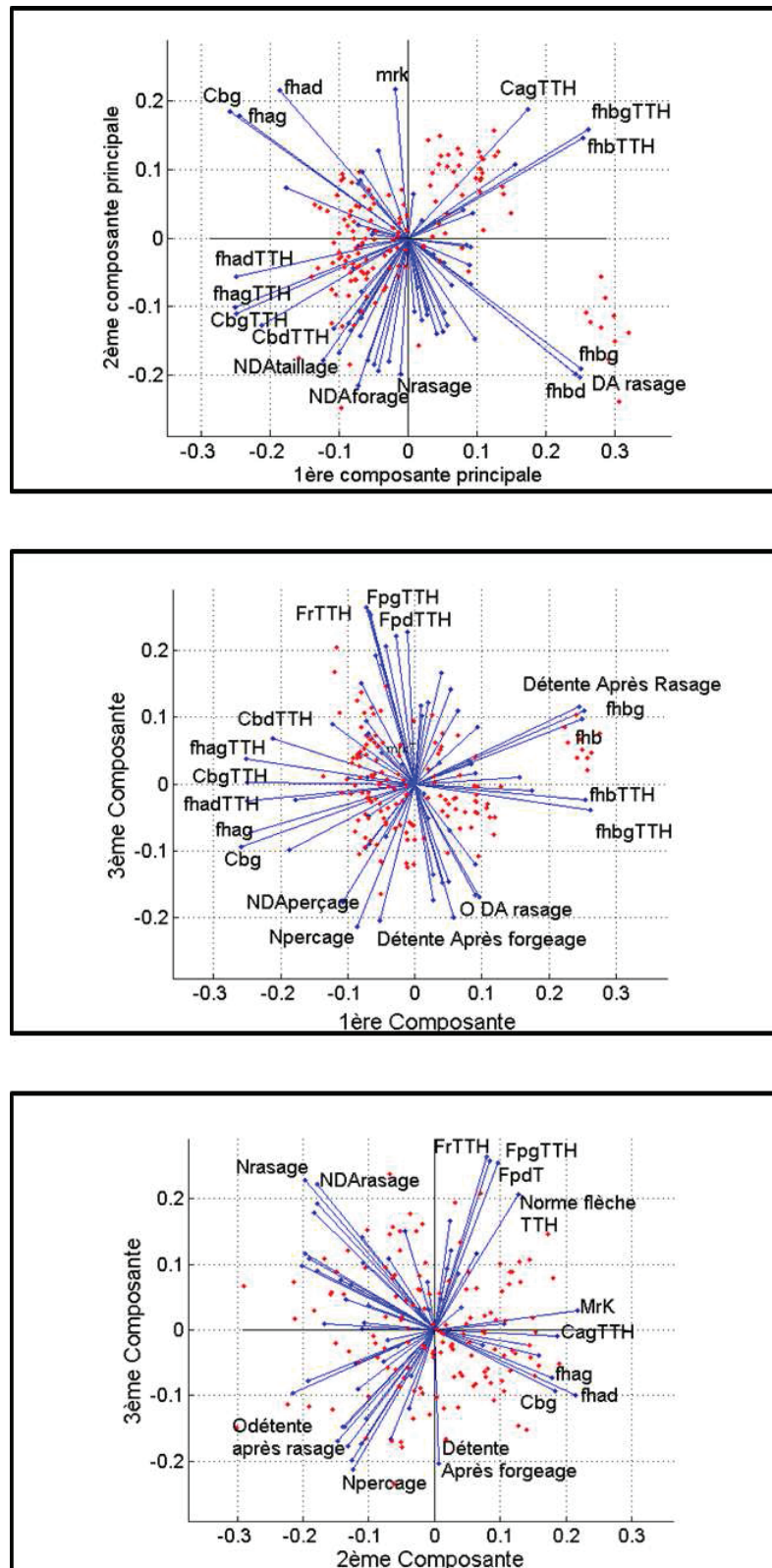


FIGURE 6.24 – Projection des variables (ou paramètres, en bleu) et des individus (ou pièces, en rouge) dans les plans formés par les combinaisons des trois premières composantes principales.

résultats pour cet ordre de grandeur géométrique.

Concernant le plan formé par les deuxième et troisième composantes principales, les variables les plus fortement corrélées sont liées aux déformations d'ordre global, de chronologie de détente ainsi que les critères denture de premier niveau. Cependant, aucune distinction d'individus significative n'apparaît dans ce plan. D'autre part, les projections dans les plans composés des trois premières composantes principales ont montré des répartitions relativement homogènes des individus en Figure 6.23. Ces trois composantes peuvent donc être qualifiées de stables.

A la suite de cette analyse, il est possible de retirer l'ensemble des pièces du lot B du tableau de données initial. De cette façon, les éventuelles distinctions entre les autres pièces peuvent être plus aisément révélées. Le retrait des pièces du lot B est donc effectué, puis l'analyse en composantes principales normée. Les résultats suivant les deux premières composantes principales sont présentés en Figure 6.25. Une nouvelle fois la qualité de projection est faible car les deux premiers axes expliquent en cumulé environ 20% de l'information totale. Néanmoins cette nouvelle projection permet d'observer une répartition des points relativement homogène. En conséquence, aucune distinction particulière entre les lots n'est identifiée.

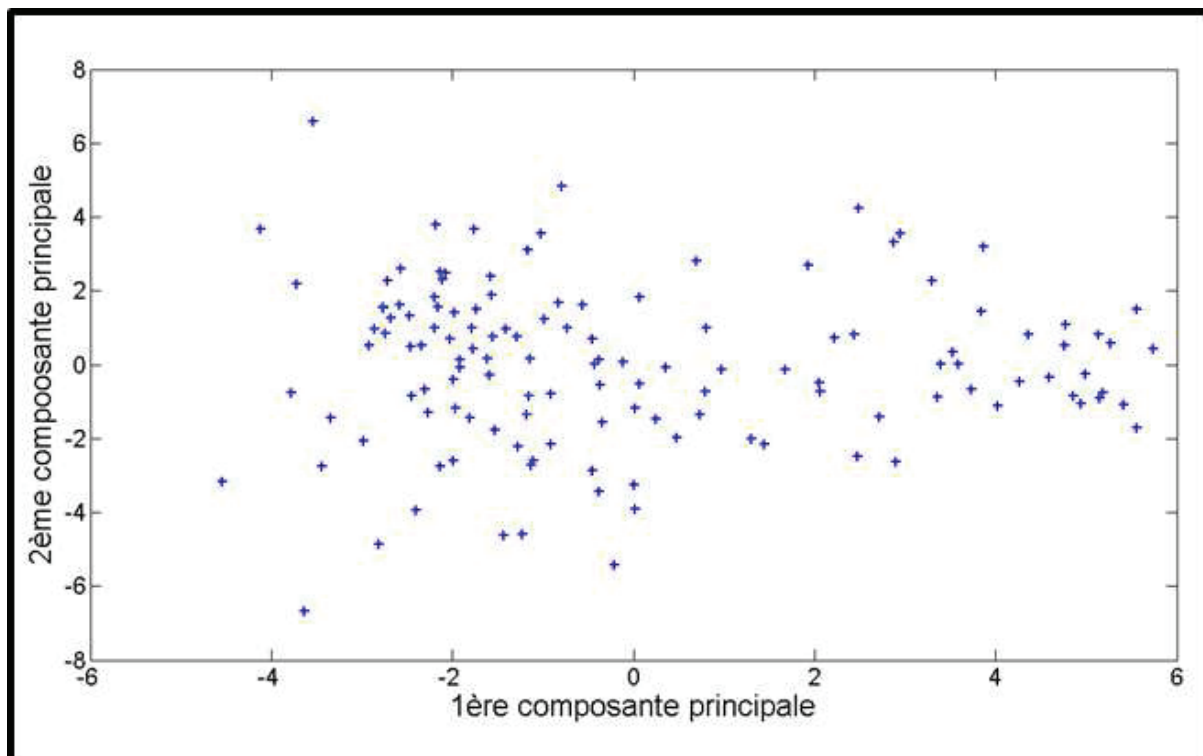


FIGURE 6.25 – Projection des individus (pièces) sans le lot B dans les plans formés par les deux premières composantes principales.

L'analyse en composantes principales normée atteint ici sa limite d'exploitabilité pour

plusieurs raisons. Tout d'abord, la projection suivant les deux premières composantes principales ne traduit qu'un faible pourcentage de l'information totale. Ensuite, une fois le lot B écarté, la projection ne permet plus de distinguer visuellement le comportement particulier d'un certain nombre de pièces. Enfin, le nombre de données est faible par rapport au nombre de critères évalués.

Synthèse

A travers les différentes analyses de corrélation menées, plusieurs résultats sont obtenus :

- Les normes, tout comme les orientations de la flèche en gamme *pièce blanche*, apparaissent liées d'étapes en étapes d'après la matrice de corrélation. Ce résultat est cohérent avec ceux du plan d'essais dans la mesure où la flèche évoluait très peu durant l'usinage.
- La déformation en flèche est liée aux paramètres dentures de premier niveau que sont le battement simple radial à la bille F_r et les écarts cumulés totaux de pas F_p . Ce lien a été constaté à travers les résultats du plan d'essais, l'analyse directe de corrélation ainsi que la matrice de corrélation. De plus en effectuant un test de redressage sur un arbre fléché, les paramètres dentures de 1^{er} niveau ont fortement diminué. En conséquence, la déformation en flèche apparaît comme une des causes des déformations constatées sur ce niveau d'échelle denture.
- La détente après rasage conduit à un comportement différent au traitement thermique concernant les critères dentures de second niveau. En effet, ces paramètres dentures évoluent tout d'abord en détente puis prennent des valeurs proches des pièces type "gamme série" après traitement thermique. Le plan d'essais présenté dans cette partie a montré ce résultat, ensuite retrouvé dans la matrice de corrélation. L'analyse en composantes principales normée a essentiellement confirmé ce lien entre détente après rasage et écarts de direction de profil et d'hélice.
- Enfin, il apparaît que les écarts de direction de profil $f_{H\alpha}$ et d'hélice $f_{H\beta}$ en fonction du numéro de dent présentent une tendance sinusoïdale. En revanche, aucun lien particulier avec la flèche ou les paramètres dentures de premier niveau n'a été constaté en analyse directe, dans la matrice des corrélations ou par analyse en composantes principales. Par conséquent, la conclusion à ce stade se limite à signaler une dépendance entre écarts de direction de profil $f_{H\alpha}$ ainsi que d'hélice $f_{H\beta}$ d'une part et choix des dents contrôlées d'autre part. Le lien entre flanc gauche et flanc droit concernant les écarts de direction d'hélice $f_{H\beta}$ avant et après traitement thermique peut également être signalé.

Les résultats concernant les corrélations méritent pour la plupart des études plus poussées afin par exemple de déterminer des éventuelles causalités. Néanmoins, ils permettent de mettre en relief des relations qui n'avaient pas forcément été suspectées à l'origine des essais menés.

6.2.6 Observations Métallographiques

Influences du Circuit de lubrification

Afin de mieux saisir le lien entre les trous de lubrification radiaux et la déformation en flèche, une observation métallographique d'un arbre du lot *A* après traitement thermique est effectuée. Deux tranches sont découpées orthogonalement à l'axe de la pièce. La première tranche passe par un trou de lubrification, ce qui n'est pas le cas de la deuxième. Les observations sont présentées en Figure 6.26.

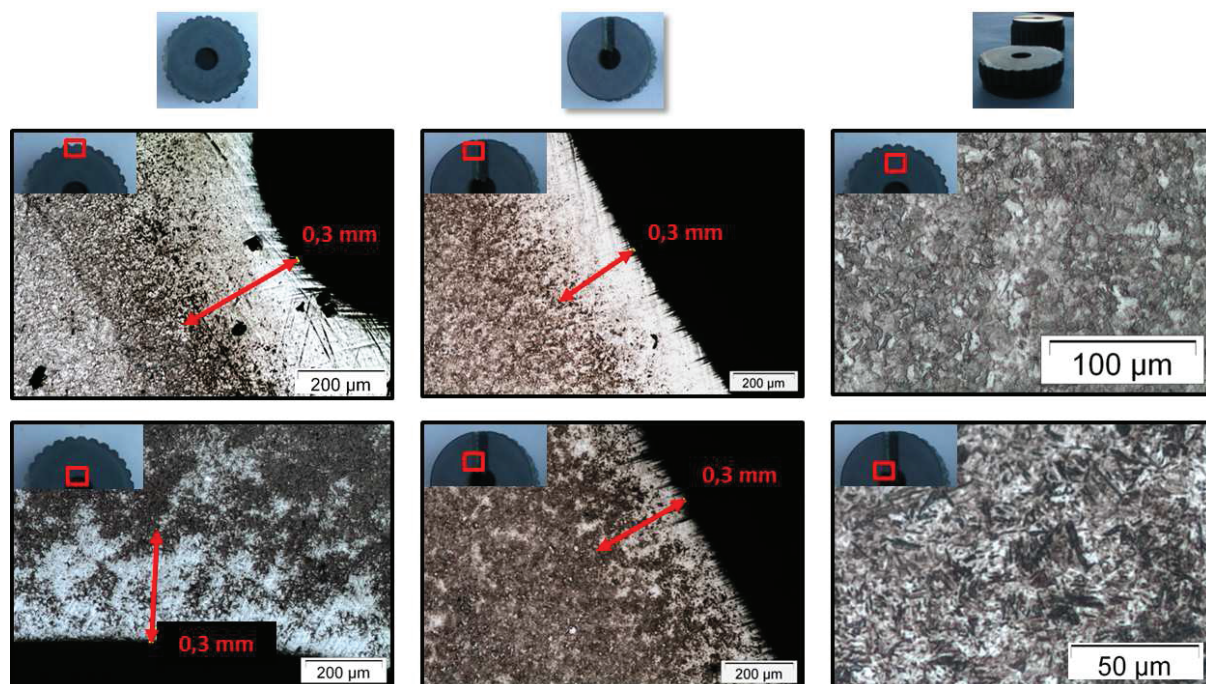


FIGURE 6.26 – Observations métallographiques après traitement thermique d'une pièce du lot *A*. **A gauche**, la première tranche ne passe pas par un trou de lubrification. Le bord extérieur (en haut) et intérieur (en bas) sont observés. **Au centre**, le long du trou de lubrification, l'épaisseur de pénétration varie. **A droite**, le cœur de la pièce est composé en majorité de bainite (en haut) tandis que le bord de pièce (en bas) est composé de martensite dont les aiguilles caractéristiques sont visibles.

D'un point de vue macroscopique, les bords de pièce (proximité des cannelures et du trou de forage) ont une apparence différente du cœur. Cette croûte en surface de pièce s'explique par les phénomènes lors du procédé de traitement thermique : diffusion de carbone dans le four et changement de phase martensitique lors de la trempe. Le même type de phénomène est observé le long du trou de lubrification. Les zones affectées sont du même ordre de grandeur en épaisseur mais en revanche, les transitions sont plus franches pour le bord extérieur de l'arbre et l'entrée extérieure du trou du lubrification, représentées respectivement en haut à gauche et en haut au centre en Figure 6.26. Cette différence peut s'expliquer par la circulation des fluides lors du traitement thermique. En effet, le trou de forage et le fond du trou de lubrification sont en contact avec l'atmosphère du

four et l'huile de trempe dans un second temps car moins "accessibles" par ces fluides. En conséquence, les gradients de températures et potentiels carbone subis sont plus faibles que ceux rencontrés par la surface externe de l'arbre et l'entrée du trou de lubrification. Les surfaces sont donc affectées de manière plus progressive, ce qui conduit à cette transition plus progressive avec le cœur de pièce. Concernant le cœur, la dureté Vickers est évaluée à $370Hv$ tandis que le bord extérieur de pièce a une dureté d'environ $810Hv$. Ces valeurs ainsi que les observations associées avec un grossissement supérieur confirment la présence de bainite à cœur et de martensite en bord de pièce.

Par conséquent ces observations métallographiques et mesures montrent qu'en bord de trou de lubrification les mêmes structures qu'en bord externe de pièce et de trou de forage sont retrouvées. Ces structures sont différentes de celles rencontrées en cœur de pièce. L'apparence le long du trou de lubrification de phase et de dureté différentes du reste de la section (en dehors des bords de pièce) peut potentiellement expliquer la déformation en flèche de l'arbre au traitement thermique. En effet, l'apparition de martensite conduit à une augmentation de volume et de duretés locales [CHC92]. Ces deux phénomènes peuvent alors déséquilibrer le champ de contraintes résiduelles de la pièce et conduire aux déformations.

Influences des Cannelures

Le roulage des cannelures a montré son influence lors du traitement thermique au travers du porteur de potentiel "contraintes résiduelles". Ne pas appliquer de roulage conduit également à un comportement différent. Concrètement, les arbres non roulés sont plus fléchés au moment du traitement thermique que les arbres roulés. L'hypothèse précédemment présentée explique cette différence par l'effet "radiateur" des cannelures. La surface externe de la pièce est plus importante dans le cas d'une pièce roulée par rapport à une autre non roulée. Par conséquent, l'échange thermique et la diffusion du carbone sont plus importants dans le premier cas. Néanmoins, ces différences conduisent-elles à des structures métallurgiques significativement différentes au traitement thermique ?

Par observations métallographiques en trois zones de l'arbre dans le cas d'une pièce roulée du lot *A* et une pièce non-roulée du lot *D* après traitement thermique, des différences apparaissent en Figure 6.27. Ainsi, la profondeur affectée par le traitement thermique est plus importante dans le cas de la présence de cannelures par rapport à un arbre non cannelé. Les profils de duretés présentent également des distinctions, en particulier pour les zones d'observation 2 et 3. Ainsi, en surface la dureté de l'arbre cannelé dépasse d'environ $140Hv$, 0,5 celle de l'arbre non cannelé dans le cas de la zone 3. Pour les trois zones, les duretés sont différentes sur le premier demi-millimètre.

Le traitement thermique conduit donc à une structure plus dure en surface de pièce en présence des cannelures. Par conséquent le roulage conduit, par la génération des cannelures, à rendre le traitement thermique significativement plus efficace en termes de transformations métallurgiques. Les différences de duretés constatées sont une possible

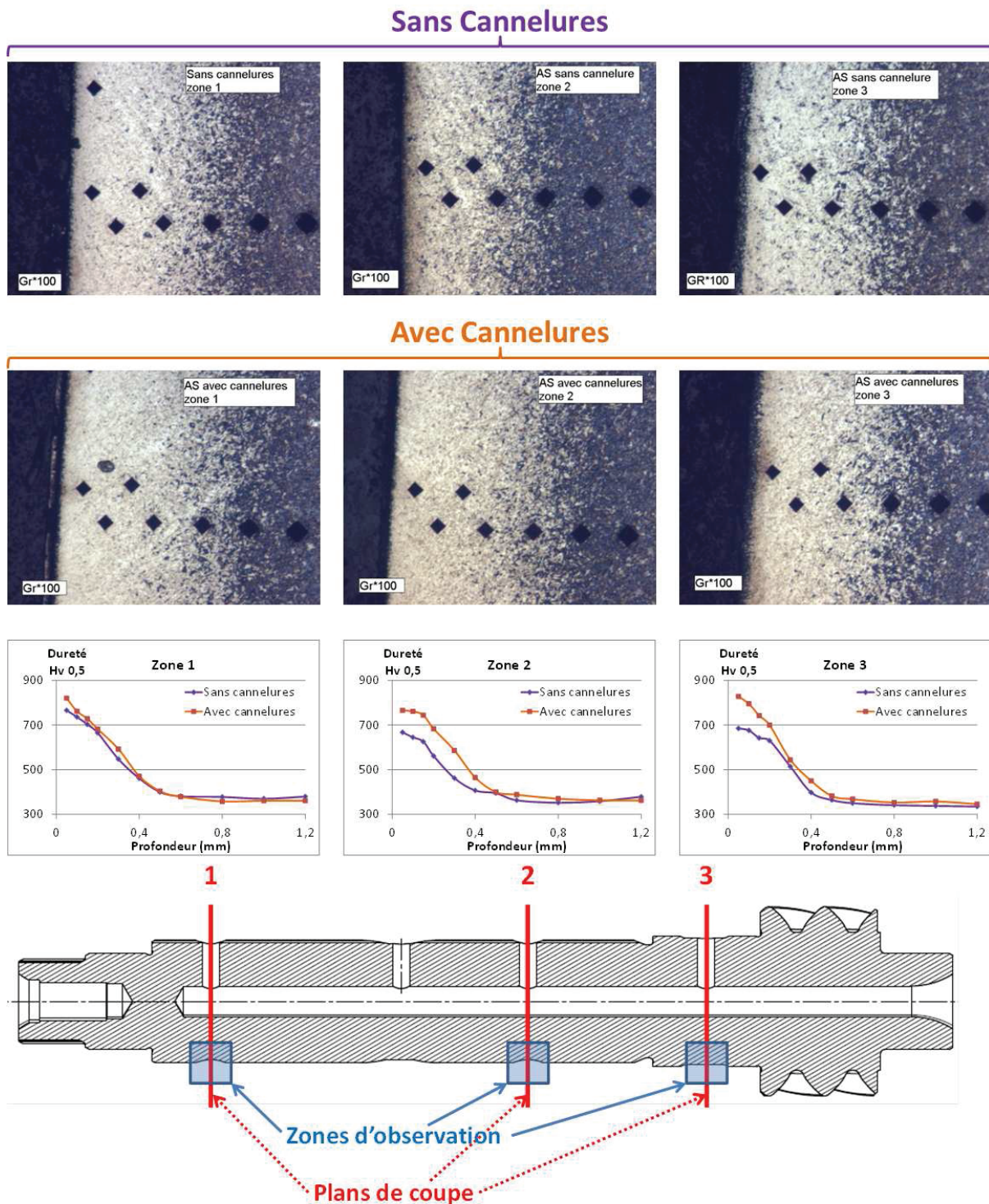


FIGURE 6.27 – Observations métallographiques (grossissement x100) après traitement thermique en trois plans de coupe d’une pièce du lot *D* en haut, non cannelée et d’une pièce du lot *A* en dessous, cannelée. La pièce cannelée montre une structure affectée par le traitement thermique plus profonde. Les profils de duretés Hv0,5 confirment la différence de structure entre les deux pièces.

explication des écarts de comportements en termes de déformations en flèche des arbres.

6.2.7 Analyse et Discussions

En comparant les résultats obtenus dans ce chapitre et présentés en Figure 6.28 avec ceux obtenus dans le chapitre précédent où le plan d'essais comparait un lot détendu après rasage d'un lot type "gamme série", quelques points divergent. Ainsi, aucune tendance d'orientation de flèche au traitement thermique ni de plus faible déformation pour les paramètres dentures de 2nd niveau pour le lot détendu ne sont constatées ici. Cette dernière différence s'explique par la dispersion qui limite les interprétations. Malheureusement, l'impossibilité de suivi de la position angulaire des arbres sur le plateau de traitement thermique a laissé une part d'ombre sur les phénomènes liés à cette orientation. En revanche, la plupart des autres résultats sont communs aux deux plans d'essais : augmentation de flèche globale au traitement thermique et pour les lots détendus de plus faibles déformations en flèches ainsi que sur les critères dentures de 1^{er} niveau par rapport aux pièces type "gamme série".

A partir des résultats obtenus, plusieurs perspectives sont proposées et illustrées en Figure 6.28. La proposition de nouvelle gamme de fabrication en Figure 6.29 ne prend pas en compte les facteurs économiques ou logistiques. De même, cette nouvelle gamme pourrait conduire à des contraintes en termes d'usinage. La prise de pièce après roulage est par exemple plus complexe en raison des cannelures. La faisabilité des propositions n'a pas été évaluée et des essais complémentaires sont nécessaires afin de valider ce concept. La gamme proposée est donc une suggestion basée sur les conclusions du plan expérimental et s'appuie sur ces différentes perspectives :

Appliquer une détente Pour diminuer les déformations après traitement thermique en flèche et sur la plupart des critères dentures, une solution est d'appliquer une détente au sein de la gamme *pièce blanche*. Positionnée après rasage, elle sera la plus efficace pour diminuer la flèche et ne modifiera pas sensiblement le comportement des dentures de 2nd niveau au traitement thermique. La détente permettrait donc en fin de gamme d'usinage de stabiliser le champ de contraintes et de diminuer ainsi le potentiel de déformation associé à celui-ci. Cette recommandation fait partie des préconisations empiriques [CET04, AB48]. Concrètement la détente pourrait être une étape supplémentaire dans la gamme de fabrication ou apparaître à travers un début de traitement thermique adouci : montée plus progressive en température et maintien à 600°C avant une montée en température nécessaire pour la carbonituration. Situer la détente plus en amont aura par contre un effet plus faible sur la diminution de la flèche et un impact sur tous les paramètres dentures.

Non-aligner les trous de lubrification Le fléchage de l'arbre lors du traitement thermique est lié (d'après les résultats relatifs aux lots non-perçés et non-forés) à la circulation du fluide durant le traitement thermique. Localement le long de ces trous, des structures métallurgiques similaires à la surface de la pièce sont observées. Cette hétérogénéité locale peut conduire à une déformation. L'alignement des

quatre trous de lubrification concentre du même côté de l'arbre ces propriétés locales particulières. Par conséquent, en choisissant de ne pas aligner les quatre trous de lubrification radiaux, ces phénomènes seraient limités et pourraient permettre une réduction de la flèche après traitement thermique. Une autre solution peut être de percer les arbres tout au long du diamètre, de part en part. Par contre, la circulation du fluide de lubrification en service pourrait être impacté. Dans ces deux cas, le nombre d'arbres redressés après traitement thermique pourrait potentiellement diminuer.

Changer la chronologie Le fléchage de l'arbre et les déformations dentures de 1^{er} niveau F_p et F_r lors du traitement thermique sont liés d'après les résultats à la révélation du porteur de potentiel "contraintes résiduelles" attaché aux étapes de roulage et perçage. En positionnant le roulage plus en amont dans la gamme "pièce blanche" comme présenté en Figure 6.29, les déformations au traitement thermique pourraient être plus faibles en flèche et à l'échelle des dentures premier niveau. D'autre

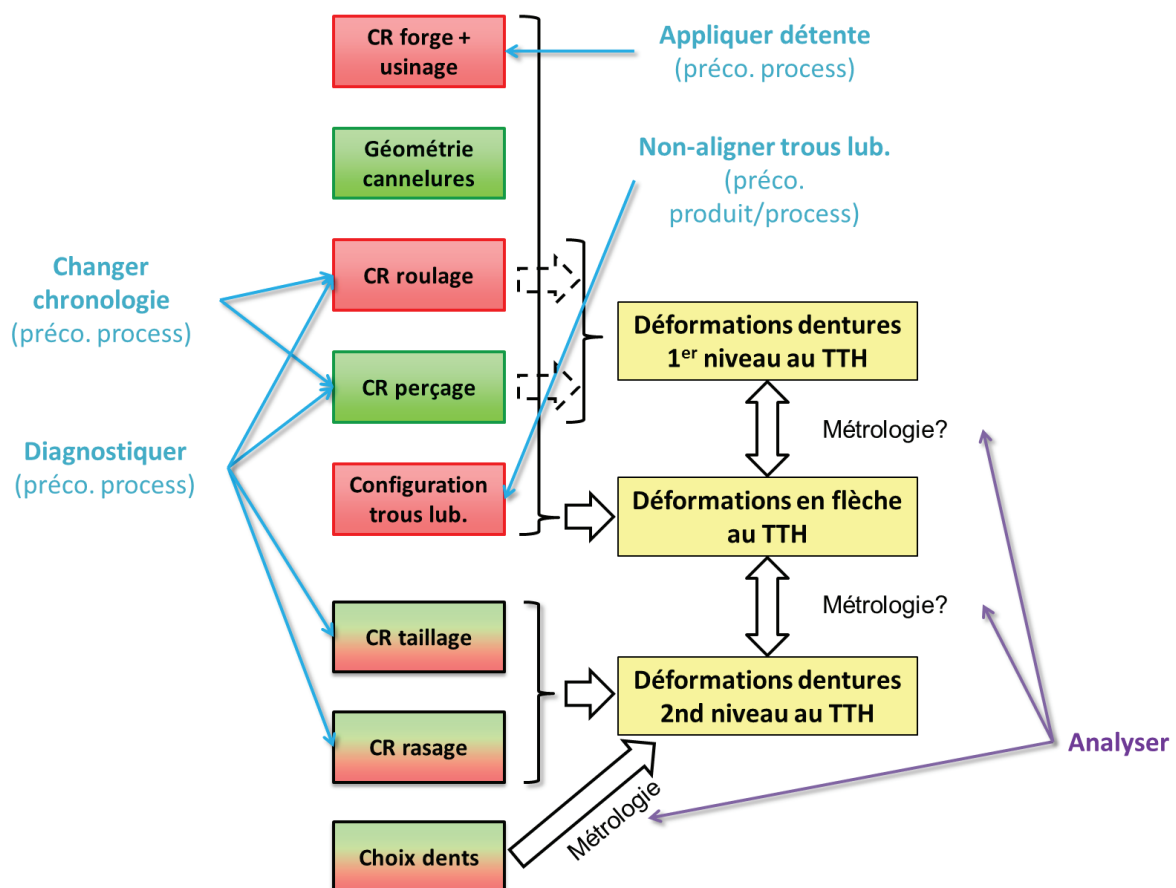


FIGURE 6.28 – Bilan des résultats expérimentaux. Les trois échelles de déformations sont symbolisées en jaune. "CR" désigne les contraintes résiduelles. Les facteurs influents sont identifiés en vert (influence favorable), en rouge (défavorable) et vert/rouge (variable). Enfin, les moyens de correction / préconisations sont représentés en bleu et les perspectives en violet.

part, les mesures ont montré que le roulage tend à déformer les dentures. Par conséquent, le positionner avant taillage permet d'éviter ce phénomène. Néanmoins, il a été observé que la chronologie a un impact sur les niveaux de contraintes résiduelles. Par conséquent, un changement de chronologie risque d'impacter le potentiel déformations attaché à chaque étape, à travers le porteur "contraintes résiduelles".

Diagnostiquer Grâce aux résultats obtenus et synthétisés en Table 6.5, chaque critère géométrique est relié à une ou plusieurs étapes de fabrication. Concrètement, cela signifie en production que si une dérive est constatée en flèche ou en paramètres dentures de 1^{er} niveau, alors (au delà des opérations de taillage et rasage) le perçage et le roulage peuvent être suspectés. Si en revanche les paramètres de 2nd niveau dérivent, alors l'influence du taillage et du rasage est probable en termes de contraintes résiduelles. En parallèle, pour mieux saisir le lien entre contraintes résiduelles liées au roulage et au perçage ainsi que leur lien avec la flèche et les paramètres dentures de premier niveau, des essais complémentaires peuvent être menés. Une perspective d'essais est par exemple de volontairement forcer des erreurs de dissymétrie des crémaillères en roulage ou d'intensifier les conditions de coupe en perçage. Ainsi le champ de contraintes résiduelles en usinage sera modifié et les conséquences pourront être observées au traitement thermique sur le potentiel de déformation.

Analyser Les corrélations apparaissant entre les différents critères géométriques méritent une analyse plus poussée du sujet. Sont-elles le fruit de liens géométriques propres à la denture, à la méthode de mesure et d'évaluation de ces critères ou a une combinaison de ces deux éléments? Si une telle corrélation est avérée entre paramètres dentures et flèche alors deux perspectives sont imaginables.

- La première consiste à d'abord se concentrer sur la réduction de la flèche après traitement thermique pour indirectement traiter les problématiques liées aux dentures. De plus, si la flèche après traitement thermique était plus faible, alors le nombre d'arbres redressés diminuerait. Or, le redressage conduit à des distributions hétérogènes en contraintes résiduelles au sein des pièces ainsi qu'à une diminution de leur tenue en fatigue [KH12]. En plus d'un gain économique, une diminution de l'utilisation du redressage permettrait d'améliorer les propriétés mécaniques des pièces finales.
- La seconde possibilité est d'utiliser la mesure de flèche comme premier filtre de non-conformités denture. Si une flèche trop importante est constatée, alors la denture doit être également contrôlée.

6.3 Conclusions

Ce chapitre a permis de mettre en œuvre les deux solutions aux verrous $V2$ et $V4$. Les causes de déformations au sein d'une gamme de fabrication ont été identifiées pour deux porteurs de potentiels : la géométrie puis les contraintes résiduelles.

Dans le premier cas, la méthodologie a été appliquée sur toute la gamme et a permis de dresser un graphe attribuant pour un exemple numérique les influences de chaque étape sur les non conformités finales. Concernant l'approche expérimentale, les paramètres en flèche et denture après traitement thermique ont été liés à plusieurs étapes en amont. De plus, l'impact de la géométrie a également été mis en relief, notamment les influences des roulage, perçage et forage sur la déformation en flèche. La dépendance dans l'apparition des déformations a également été mise en exergue. Ces deux applications permettent d'illustrer la validité des méthodes proposées en réponse aux verrous V_2 et V_4 tout en montrant leurs limites. En effet, dans le cas de l'identification géométrique, les tailles de résidus doivent être constamment contrôlées. Expérimentalement, la dispersion des résultats peut perturber et limiter l'interprétation des résultats ainsi que la confiance à leur accorder.

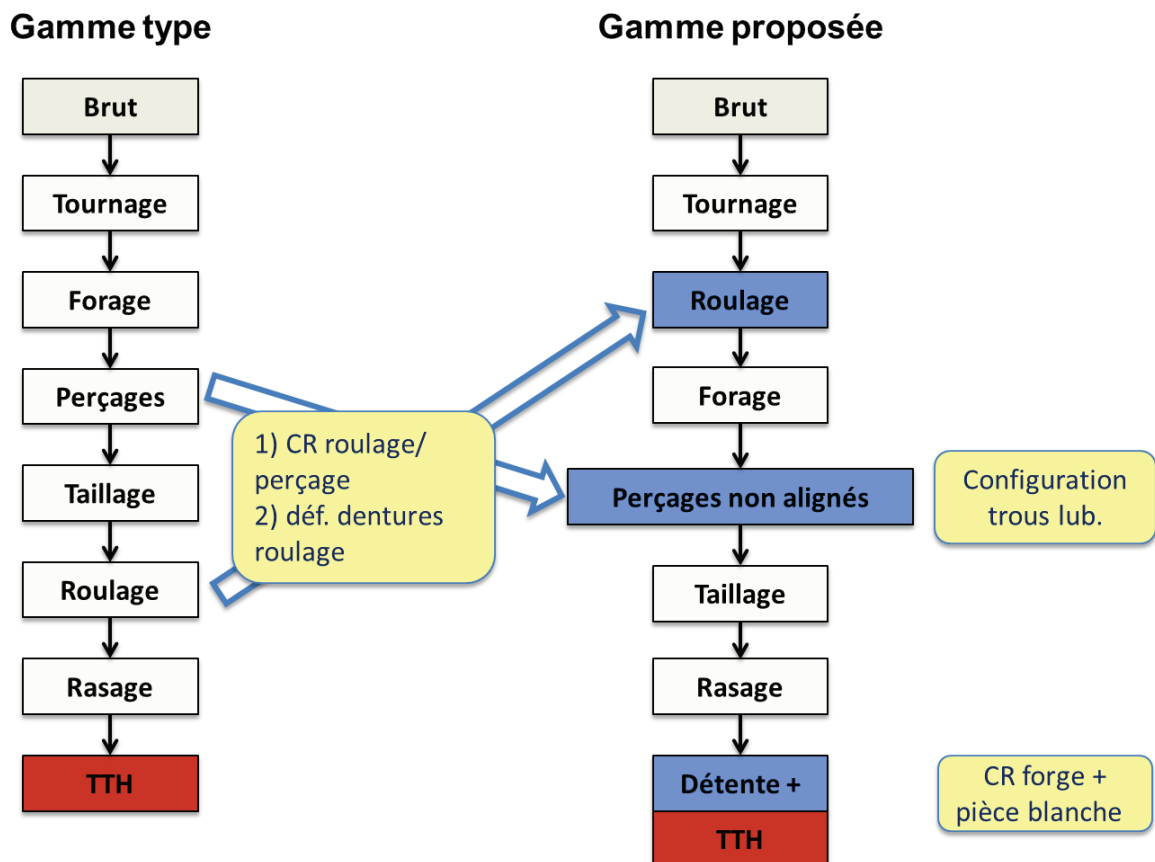


FIGURE 6.29 – Gamme de fabrication proposée à partir des conclusions obtenues. Les trois modifications de gamme s'appuient sur les résultats illustrés en jaune.

Chapitre 7

Conclusions et Perspectives

7.1 Conclusions

Au cours de cette étude, la problématique des déformations des dentures au traitement thermique a été soulevée d'un point de vue scientifique et industriel. Partant de la littérature et en particulier de la notion de potentiel de déformation et de ses porteurs, quatre principaux verrous ont été identifiés. Ce manuscrit a permis de présenter les solutions proposées pour chacun d'entre eux et de les illustrer à travers différentes mises en œuvre. La Figure 7.1 permet de synthétiser l'ensemble de ces résultats.

Concernant les deux premiers verrous $V1$ et $V2$ relatifs respectivement à l'identification de déformations géométriques et de leurs causes au sein d'une gamme de fabrication, la projection dénommée *IBFP* associée aux méthodes de la littérature ont montré leur validité pour identifier des déformations dans le cas de points répartis dans le volume d'une pièce. Le cas d'une étape seule d'usinage construite numériquement a permis de l'illustrer et de constater l'impact du relâchement de contraintes résiduelles sur les déformations au tournage. Les déformations utilisées comme base de projection présentent l'avantage de correspondre à des phénomènes de déformations dont l'interprétation est possible. La flexibilité dans le choix des déformations standards est un point fort de cette méthode. De plus, elle est utilisée ici à partir de points non nécessairement limités à la surface de pièce. En conséquence, la démarche peut être élargie à une gamme de fabrication numérique complète. De cette façon, à chaque étape de fabrication correspond une signature de déformations. Afin de pouvoir appliquer cette méthode à tout type de géométries, une interface logicielle utilisant les codes de calcul d'identification des signatures de chaque étape a été construite. A partir de non conformités géométriques finales, il est possible par projection orthogonale de déterminer les origines au sein de la gamme. Certaines conditions doivent néanmoins être remplies pour permettre une exploitabilité de ces résultats. En effet, la linéarité des effets est une hypothèse forte. Par conséquent à chaque identification, un regard critique doit constamment être maintenu, en particulier sur les valeurs de résidus, leur stabilité ainsi que sur la dépendance des déformations standards. Enfin, ces méthodes présentent l'avantage d'être applicables sur tout type de géométries, de gammes de fabrication et d'outils numériques dans la mesure où ces derniers fournissent une discrétisation de précision géométrique suffisante.

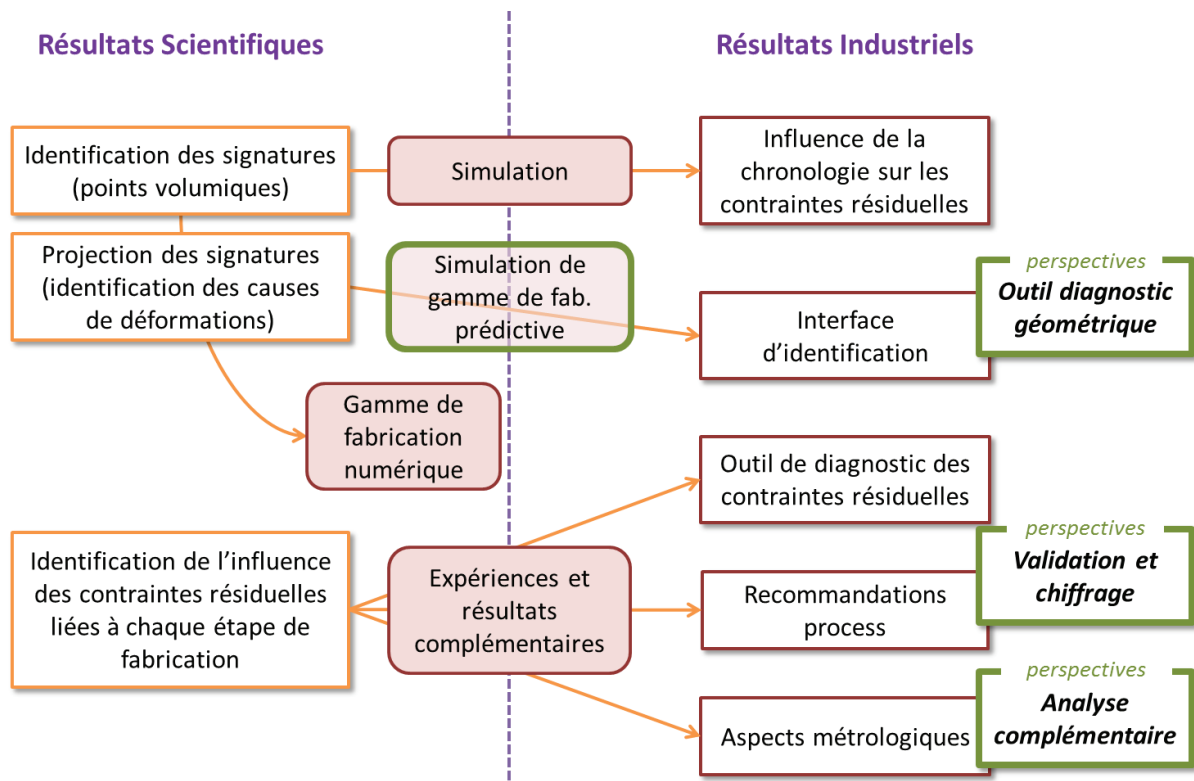


FIGURE 7.1 – Synthèse des résultats obtenus *en orange*, des moyens de mises en œuvre utilisés *en grenat* et des perspectives proposées *en vert* représentés en fonction de leur appartenance à la catégorie des livrables scientifiques et industriels.

En parallèle, les identifications respectives de l'impact d'un porteur de potentiel sur les déformations finales sur une étape et une gamme de fabrication ont été abordées à travers les verrous $V3$ et $V4$. Le principe proposé de comparaison entre lots neutralisés a pu être appliqué sur une ligne industrielle. Il a permis de relier des déformations finales à des étapes de fabrication à travers leur impact en termes de contraintes résiduelles. La notion de potentiel de déformation a pu être également vérifiée : l'influence des contraintes résiduelles sur les déformations au traitement thermique est significative. Pour les déformations d'ordre de grandeur global et des dentures de premier niveau, le perçage et le roulage ont été identifiés comme les plus influents. A l'échelle du second niveau dentures, les modifications du champ de contraintes résiduelles au taillage et au rasage ont les effets les plus forts sur les déformations. A travers ces résultats, le diagnostic des non conformités après traitement thermique est guidé par la révélation de ces liens entre géométries et étapes de fabrication d'un point de vue contraintes résiduelles. Les méthodes proposées ne se limitent cependant pas aux contraintes résiduelles et peuvent être élargies à d'autres porteurs de potentiels. De même, elle peuvent s'appliquer à tout type de géométrie et à tout type de gamme de fabrication. D'autre part, en n'appliquant pas certaines étapes de fabrication et en observant indirectement leur influence sur le comportement géométrique au traitement thermique, de nouveaux résultats sont apparus : passage de fluide dans le circuit de lubrification au moment du traitement thermique et influence de la géométrie des cannelures. Ces résultats ont complété les précédents et ont conduit à un

certain nombre de préconisations process puis à la proposition d'une nouvelle gamme de fabrication.

Enfin, plusieurs résultats complémentaires ont été obtenus à l'issue des essais sur site industriel ou en modélisation :

- La chronologie des étapes de fabrication influe sur le champ de contraintes résiduelles.
- Les paramètres dentures de 1^{er} niveau (cote sous bille, faux-rond, écart de pas) sont fortement corrélés avec la flèche des arbres.
- Les paramètres dentures de 2nd niveau dépendent du choix de la première dent au moment de leur mesure pour leurs valeurs individuelles et moyennes.

En dernier lieu, l'étude présentée tout au long de ce manuscrit a l'originalité de posséder pour cadre applicatif une pièce industrielle : un arbre secondaire de boîtes de vitesses. Un certain nombre de contraintes sont liées à ce cadre : géométrie complexe, essais en milieu industriel, problématique de répétabilité des essais notamment. Elle permet cependant de conduire à l'obtention d'un certain nombre de résultats directement applicables d'un point de vue industriel. La démarche proposée dans le cadre du projet "Distortion Engineering" [HKLM02] est quasiment inverse : partir de géométries élémentaires afin de permettre une identification et une maîtrise des déformations lors du traitement thermique. Dans les deux cas, des résultats ont été obtenus et permettent une amélioration de la compréhension du sujet.

7.2 Perspectives

A travers l'ensemble de ces résultats, la démarche fournit des éléments de réponse à la problématique industrielle. En effet, une maîtrise des déformations au traitement thermique implique une maîtrise non seulement de l'étape du traitement thermique mais également de la gamme *pièce blanche* en amont de celle-ci.

Grâce aux résultats apportés par les essais expérimentaux, une nouvelle gamme de fabrication a été proposée. Appliquer une détente (intégrée ou non thermiquement) à la fin de la gamme *pièce blanche* est le principal élément de cette gamme. Les contraintes résiduelles ont montré l'importance de leurs effets sur les déformations à plusieurs échelles sur la pièce. Par conséquent, diminuer et harmoniser le champ de contraintes résiduelles est un moyen d'améliorer la maîtrise de la géométrie durant le traitement thermique. Modifier la chronologie de la gamme de fabrication est une deuxième possibilité. Néanmoins, elle peut engendrer une modification du potentiel déformations propre à chaque étape. Enfin une dernière possibilité est de modifier le produit, par exemple l'orientation des trous de lubrification. Dans ces trois cas, des études particulières devront être menées pour quantifier l'apport de telles modifications produit/process au regard des contraintes process, logistiques et financières engendrées. Plusieurs possibilités de gamme de fabrication peuvent être envisagées en fonction du nombre de préconisations considérées.

Il est à noter que l'étude expérimentale menée prend en compte une majorité de critères dentures. Cependant quelques autres critères (dont certains calculés à partir des critères présentés dans ce manuscrit) pourront faire l'objet d'une étude complémentaire. De plus, des problématiques métrologiques ont été soulevées mettant en évidence un certain nombre de corrélations entre les paramètres géométriques (lien flèche / 1^{er} niveau dentures, choix de première dent). L'origine de ces corrélations et leur prise en compte pour modifier les gammes de mesures actuelles sont deux perspectives de travail envisageables.

D'autre part, tout au long des essais expérimentaux, les caractéristiques des pièces brutes (composition chimique, taille de grains, fibrage, process de forgeage...) ont été considérées comme homogènes. Étudier l'influence des modifications des caractéristiques de celles-ci sur les déformations des dentures au traitement thermique est une autre perspective. Le matériau est en effet identifié comme un porteur de potentiel de déformation [Zoc09]. De même, l'étude ici présentée est focalisée sur un arbre secondaire de boîtes de vitesses. Quels seraient les résultats pour d'autres typologies et d'autres géométries de pièces (arbres primaires, pignons, autres familles de boîtes de vitesses, ...)?

Enfin, les outils numériques ont été utilisés dans cette étude comme terrain d'essai pour les méthodes d'identifications de déformations géométriques. Les limites de ces outils ont été parfois atteintes en termes de petites déformations (nombre de chiffres significatifs) et de caractère prédictif des phénomènes. Les prochaines générations d'outils numériques de simulation de procédés de fabrication sont prometteuses. Si leur caractère prédictif parvient à atteindre un niveau acceptable vues les exigences géométriques des méthodes proposées, alors les deux approches qui sont présentées ici séparément à travers l'"identification du porteur géométrie" et l'"influence d'un porteur de potentiel" pourront être couplées. Il en découlerait un apport conséquent sur la compréhension des déformations au traitement thermique et leur anticipation.

Annexe A

Productions Scientifiques

Publications en revues internationales

Husson R., Dantan J.-Y., Baudouin C., Silvani S., Scheer T. et Bigot, R., *Evaluation of process causes and influences of residual stress on gear distortion*, Annales du CIRP - Manufacturing Technology, 2012.

Husson R., Baudouin C., Bigot R. et Sura E., *Experimental identification of the process influences on heat treatment distortion of gears*, International Journal of Advanced Manufacturing Technology (soumis juillet 2013).

Husson R., Baudouin C., Bigot R. et Sura E., *Consideration of residual stress and geometry during heat treatment to decrease shaft bending*, International Journal of Advanced Manufacturing Technology (soumis août 2013).

Présentations en congrès internationaux

Husson R., Baudouin C., Scheer T., Bigot R. et Frabolot M., *Towards a new way of identification and modeling of gearbox shafts manufacturing process to prevent teeth distortion*, International Conference on Distortion Engineering, Brême, septembre 2011.

Husson R., Dantan J.-Y., Baudouin C., Silvani S., Scheer T. et Bigot R., *Evaluation of process causes and influences of residual stress on gear distortion*, CIRP - General Assembly, Hong-Kong, août 2012.

Husson R., Baudouin C., Bigot R., Scheer T. et Frabolot M., *Identification of manufacturing process causes in the distortion of gearbox shafts*, Quenching Control and Distortion, Chicago, septembre 2012.

Présentation en congrès national

Husson R., Baudouin C., Bigot R. et Sura E., *Identification expérimentale de l'influence des procédés de fabrication amont sur les déformations des dentures au traitement thermique*, Congrès Français de Mécanique, Bordeaux, août 2013.

Annexe B

Cercle, Ellipse et Cardioïde

L'objectif de cette annexe est de donner un éclairage supplémentaire concernant l'identification d'une ellipse à partir des mesures issues des comparateurs et du capteur angulaire : validité d'une telle identification et conditions associées.

Description de la problématique

En considérant le plan orthogonal à l'axe de mesure de la pièce passant par un comparateur et en partant des différentes hypothèses suivantes :

- l'axe du comparateur est perpendiculaire et concourant avec l'axe de mesure,
- la section locale de l'arbre dans le plan considéré est un cercle ou une ellipse de "rayon" R ,
- le palpeur est une bille de diamètre infiniment petit,
- les données de sortie du comparateur sont recalées et égalent la distance entre le point de contact palpeur/arbre d'une part et l'axe de mesure d'autre part.

Alors l'observation d'un comparateur dans le plan considéré permet de définir plusieurs paramètres illustrés en Figure B.1 :

M : point de contact entre le palpeur et l'arbre,

F : centre du cercle ou de l'ellipse (section de l'arbre dans le plan du comparateur),

A : intersection entre l'axe du comparateur et le plan considéré,

θ : angle de rotation de l'arbre autour de A (angle mesuré par le capteur angulaire) par rapport à la référence angulaire "trou de lubrification",

θ_0 : angle entre \overrightarrow{AF} et le trou de lubrification,

$R = \|\overrightarrow{FM}\|$: "rayon" de l'arbre (distance centre/point de contact arbre/palpeur dans le cas elliptique) dans le plan considéré. Si les données du comparateur ne sont pas recalées (travail en absolu à partir des données brutes du comparateur) alors la trajectoire décrite sera une cardioïde,

AM : mesure recalée du comparateur,

$f = \|\overrightarrow{AF}\|$: flèche de l'arbre dans le plan considéré.

Calcul de AM

L'objectif est d'observer l'évolution de la distance AM entre l'axe de mesure et le palpeur dans le plan considéré lors de la rotation de l'arbre. D'après le théorème d'Al-Kashi dans le triangle AFM :

$$\begin{aligned} AF^2 + AM^2 - 2.AF.AM.\cos(\widehat{AF, AM}) &= FM^2 \\ \Leftrightarrow f^2 + AM^2 - 2.f.AM.\cos(\theta - \theta_0) &= R^2 \\ \Leftrightarrow AM^2 - 2.f.AM.\cos(\theta - \theta_0) + (f^2 - R^2) &= 0 \\ \Leftrightarrow a.X^2 + b.X + c &= 0 \end{aligned}$$

en posant : $X = AM$

$$a = 1$$

$$b = -2.f.\cos(\theta - \theta_0)$$

$$c = f^2 - R^2$$

$$\text{alors } \Delta = b^2 - 4.a.c = 4.f^2.\cos^2(\theta - \theta_0) - 4(f^2 - R^2) = 4(R^2 + f^2(\cos^2(\theta - \theta_0) - 1))$$

or $f \ll R \Rightarrow \Delta > 0$ ce qui donne deux racines :

$$X_{\pm} = -(b \pm \sqrt{\Delta})/2.a = (2.f.\cos(\theta - \theta_0) \pm 2\sqrt{R^2 + f^2(\cos^2(\theta - \theta_0) - 1)})/2$$

comme $AM > 0$ et $f \ll R$ alors la racine est donc dans notre cas :

$$AM = X_+ = f.\cos(\theta - \theta_0) + \sqrt{R^2 + f^2(\cos^2(\theta - \theta_0) - 1)}$$

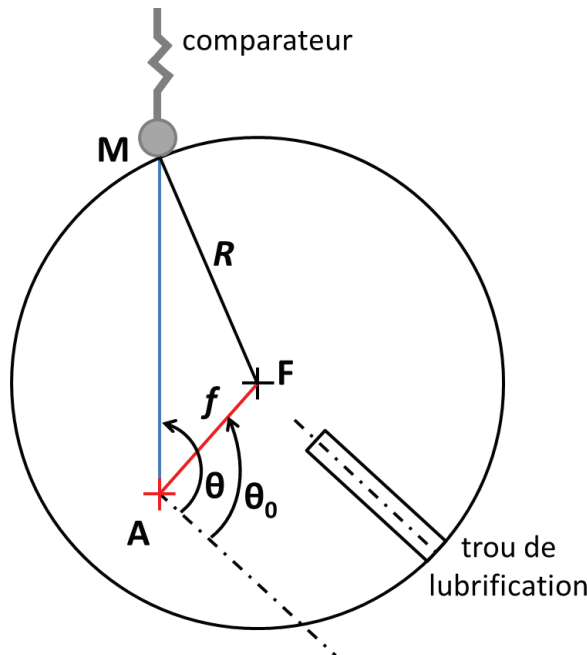


FIGURE B.1 – Principe de mesure du battement simple radial et paramètres associés.

Vérification

Afin de prouver que le tracé de AM en fonction θ en polaire est un cercle, calculons la distance FM , avec F centre du cercle. La base cartésienne choisie est directe. Elle a pour origine A et pour abscisse l'axe du trou de lubrification.

$$FM^2 = (x_M - x_F)^2 + (y_M - y_F)^2$$

or

$$\begin{cases} x_M = \alpha \cos \theta \\ y_M = \alpha \sin \theta \end{cases} \text{ avec } \alpha = AM, \text{ et } \begin{cases} x_F = f \cos \theta_0 \\ y_F = f \sin \theta_0 \end{cases}$$

$$\text{donc } FM^2 = (\alpha \cos \theta - f \cos \theta_0)^2 + (\alpha \sin \theta - f \sin \theta_0)^2$$

$$FM^2 = \alpha^2 + f^2 - 2\alpha f (\cos \theta \sin \theta + \cos \theta_0 \sin \theta_0)$$

$$FM^2 = \alpha^2 + f^2 - 2\alpha f \cos(\theta - \theta_0)$$

$$FM^2 = [f^2 \cos^2(\theta - \theta_0) + R^2 + f^2(\cos^2(\theta - \theta_0) - 1) + 2f \cos(\theta - \theta_0) \sqrt{R^2 + f^2(\cos^2(\theta - \theta_0) - 1)}] + f^2 - 2f \cos(\theta - \theta_0)(f \cos(\theta - \theta_0) + \sqrt{R^2 + f^2(\cos^2(\theta - \theta_0) - 1)})$$

$$FM^2 = f^2 + R^2 + 2f^2 \cos^2(\theta - \theta_0) - f^2 - 2f^2 \cos^2(\theta - \theta_0) = R^2 \text{ soit } FM^2 = R^2$$

Donc M parcourt le cercle de centre F et de rayon R.

Au niveau de la cardioïde

Dans le cas présenté sont obtenues en réalité les coordonnées polaires d'un cercle non-centré sur l'origine du repère. Le comparateur numérique fournit ici une valeur de mesure relative : $VM(\theta) = AM(\theta) + D$

avec VM : valeur mesurée et D : distance moyenne entre le bout du palpeur et le centre du cercle

Alors en repassant en coordonnées cartésiennes :

$$\begin{cases} X = VM(\theta) \cos \theta \\ Y = VM(\theta) \sin \theta \end{cases} \text{ soit } \begin{cases} X(\theta) = AM(\theta) \cos \theta + D \cos \theta \\ Y(\theta) = AM(\theta) \sin \theta + D \sin \theta \end{cases}$$

Ces équations correspondent à une cardioïde, en raison du terme constant D . Il est donc nécessaire de travailler par rapport à la distance entre le palpeur et l'axe entre pointes de manière absolue et non pas par simple comparaison entre les valeurs minimum et maximum du comparateur, d'où l'importance de recalibrer les données mesurées (annulation du terme D).

Pour ce faire, les diamètres des sections de mesures sont utilisés pour recalibrer la valeur moyenne avant identification. L'hypothèse est alors faite qu'une ellipse est obtenue à partir du nuage de points. Il s'agit en réalité d'une cardioïde dont la zone d'inflexion est négligée. La valeur du résidu est le garant de la validité de cette hypothèse.

Annexe C

Algorithme d'identification d'ellipse

La méthode suivante ainsi que le programme MatLab associé sont basés sur les travaux de Ohal Gal¹.

Paramétrage de l'ellipse

En utilisant le critère des moindres carrés, l'ellipse la plus proche des points de mesure est identifiée. La représentation mathématique utilisée est issue de l'équation conique de l'ellipse :

$$a.x^2 + b.x.y + c.y^2 + d.x + e.y + f = 0$$

La méthode d'identification utilise le critère des moindres carrés avec un estimateur extrait des équations suivantes :

$$g(x, y; V) = a.x^2 + b.x.y + c.y^2 + d.x + e.y = -f$$

avec

- V vecteur des paramètres qui seront issus de l'identification, $V = (a, b, c, d, e)$,
- x, y les coordonnées du point de mesure associé.

Définition de la fonction à minimiser

La fonction "Coût" est définie comme étant égale à :

$$Cout(V) = (g_c(x_c, y_c; V) + f_c)' \cdot (g_c(x_c, y_c; V) + f_c)$$

$$Cout(V) = (X.V + f_c)' \cdot (X.V + f_c)$$

$$Cout(V) = V'.X'.X.V + 2.f_c'.X.V + N.f_c^2$$

avec :

- $g_c(x_c, y_c; V)$ vecteur fonction de l'ensemble des mesures. Chaque élément de $g_c()$ est $g(x, y; V)$,
- X matrice de la forme $[x_c^2, x_c.y_c, y_c^2, x_c, y_c]$,

1. Gal, O., fit ellipse, <http://www.mathworks.com/matlabcentral/fileexchange/3215-fitellipse>

- f_c avec $f_c = ones(longueur(f), 1) \cdot f$ où $ones(p, q)$ désigne une matrice de taille (p, q) dont tous les éléments sont égaux à 1.

Minimisation

La dérivation de la fonction "Coût" par rapport au vecteur de paramètres V donne : $V'.X'.X = -f'_c.X = -f.ones(1, length(f_c)).X = -f.somme(X)$

d'où la valeur de l'estimateur :

$V_{moindre\ carres} = -f.somme(X)/(X'.X)$ ce qui donne en normalisant par $-f$:

$V_{moindre\ carres} = somme(X)/(X'.X)$. En effet les variables de $V_{moindre\ carres}$ sont normalisées par $-f$ dans la mesure où f est inconnu et pourra être pris en compte ultérieurement.

Calcul des paramètres

A ce point, il reste à extraire les paramètres de l'équation conique. Du vecteur V seront extraits ces termes : (A, B, C, D, E) et en posant $F = -1$. En revenant à la représentation conique alors :

$$A.x^2 + B.x.y + C.y^2 + D.x + E.y + F = 0$$

Orientation Angulaire

A ce stade, il reste à vérifier si l'ellipse a une orientation angulaire non nulle. L'orientation est non nulle si le coefficient du terme " $x.y$ " est non nul, en d'autres termes, $B \neq 0$. Si c'est le cas, alors en se plaçant dans le repère local de l'ellipse (celui dans lequel son orientation angulaire est non nulle) :

$$A'.x^2 + C'.y^2 + D'.x + E'.y + F' = 0$$

Alors par le changement de variables suivant $x = m.X + n.Y$ et $y = -n.X + m.Y$ l'équation conique devient :

$$A(m.X + n.Y)^2 + B(m.X + n.Y)(-n.X + m.Y) + C(-n.X + m.Y)^2 + D(m.X + n.Y) + E(-n.X + m.Y) + F = 0$$

avec $m = \cos\varphi$ et $n = \sin\varphi$ qui peut être simplifié :

$$X^2(Am^2 - Bmn + Cn^2) + XY(2Amn + (m^2 - n^2)B - 2Cmn) + Y^2(An^2 + Bmn + Cm^2) + X(Dm - En) + Y(Dn + Em) + F = 0$$

L'orientation peut donc être déterminée en respectant la condition $B' = 0$ qui implique : $2Amn + (m^2 - n^2)B - 2Cmn = 0$ donc $\varphi = 1/2.atan(B/(C - A))$;

Ainsi, $m = \cos\varphi$ et $n = \sin\varphi$ peuvent être déterminées et ainsi les autres constantes A' , C' , D' et E' :

$$A' = Am^2 - Bmn + Cn^2,$$

$$\begin{aligned}
B' &= 0, \\
C' &= An^2 + Bmn + Cm^2, \\
D' &= Dm - En.
\end{aligned}$$

Position du centre de l'ellipse par rapport à l'origine du repère

Une fois l'orientation angulaire de l'ellipse identifiée, l'idée est de trouver une représentation de l'ellipse recalée angulairement sous la forme :
 $((X - X_0)/r_1)^2 + ((Y - Y_0)/r_2)^2 = 1$ avec (X_0, Y_0) le centre de l'ellipse, r_1, r_2 ses demi-axes.

Par complétion du carré sont définis :
 $F'' = -F' + (D'^2)/(4.A') + (E'^2)/(4.C')$
ainsi, $a'.(X - X_0)^2 = A'(X^2 + X.D'/A' + (D'/(2.A'))^2)$,
 $c'.(Y - Y_0)^2 = C'(Y^2 + Y.E'/C' + (E'/(2.C'))^2)$

Ainsi :
 $X_0 = -D'/(2.A')$,
 $Y_0 = -E'/(2.C')$,
 $a = (abs(F''/A'))^{1/2}$,
 $b = (abs(F''/C'))^{1/2}$.

Finalement, les paramètres suivants sont définis :
grandaxe = $2.max(a, b)$, *petit axe* = $2.min(a, b)$ et *orientation* = φ .

Conclusion

Cette méthode présente l'avantage d'être analytique et donc de procéder en une unique itération. Le programme MatLab™ est disponible librement au téléchargement sur MatLab Exchange : <http://www.mathworks.com/matlabcentral/fileexchange/3215>.

Annexe D

Programme d'identification d'ellipse

En premier lieu, les nuages de points sont obtenus par le programme d'acquisition Lab-View™(National Instruments) à partir des données issues des 4 comparateurs numériques et du capteur angulaire. Chaque pièce mesurée conduit à la génération d'un fichier texte composé de 5 colonnes de données. Pour chaque ligne, la première colonne correspond à la valeur de mesure angulaire tandis que les 4 suivantes reprennent les valeurs de mesures simultanées des comparateurs.

Les fichiers textes sont ensuite importés vers Matlab™(The MathWorks) où le programme d'identification d'ellipse entre en jeu. Afin de permettre une identification rapide et une visualisation de celle-ci lors des mesures qui seront effectuées sur site industriel, une application a été conçue à l'aide des outils Graphical User Interface (GUI) Matlab™. Elle est utilisable sans connaissances préalables ni installation de Matlab™. Un visuel de cette application est illustré en Figure D.1.

Une fois cette application lancée, l'utilisateur choisit les fichiers textes à analyser (bouton bleu). Plusieurs pièces peuvent être sélectionnées simultanément. Une boucle est utilisée, dans laquelle chaque itération correspond à une pièce en particulier. Pour chaque pièce, une fois le dossier d'exportation déterminé (bouton gris), l'identification est lancée (bouton vert). Le programme commence tout d'abord par supprimer les points de mesure compris en dehors de l'intervalle allant de 0 à 360°. Puis, si trois points de mesure sont compris dans un intervalle de taille inférieure à un millième de tour, alors le point milieu est supprimé. En effet, la rotation de l'arbre au cours de la mesure est manuelle et donc à vitesse irrégulière. De plus, entre le moment où l'acquisition est lancée et le début effectif de la rotation de l'arbre, plusieurs points sont sur la même position angulaire. Une trop grande proximité de points risquerait de fausser l'identification dans le sens où cette zone du nuage de points aurait une plus grande densité que le reste. Enfin, les valeurs issues des comparateurs sont recalées. Les valeurs sont diminuées de leur valeur moyenne et le rayon théorique de la section est ajouté.

Ensuite, l'identification en tant que telle est effectuée à partir du programme d'identification¹ de l'ellipse la plus proche (ou *best-fit*) d'un nuage de points dans le plan au sens des moindres carrés et présenté en Annexe C. Les résultats sont ensuite présentés

1. Gal, O., fit ellipse, <http://www.mathworks.com/matlabcentral/fileexchange/3215-fitellipse>

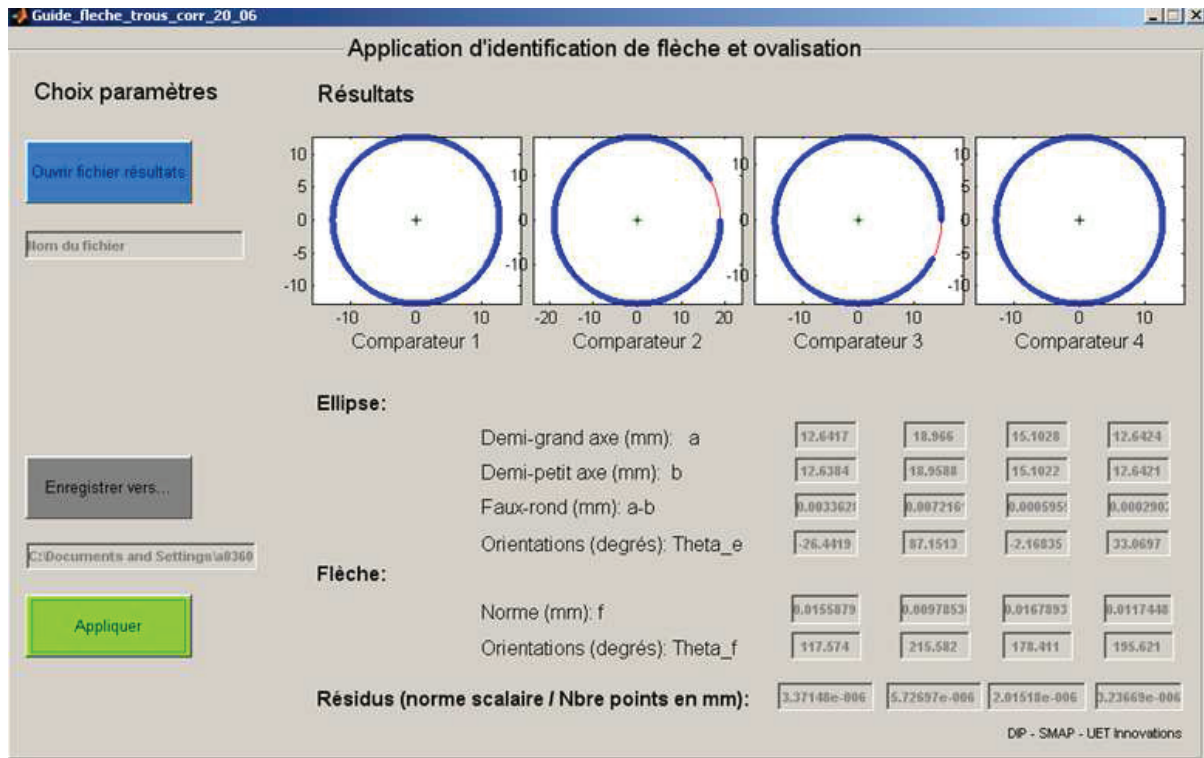


FIGURE D.1 – Visuel du programme d'identification d'ellipse Matlab™. A gauche, les trois boutons permettent de respectivement ouvrir le répertoire contenant les fichiers à identifier (sélection multiple possible), de choisir la destination (synthèse dans un unique fichier MS Excel™ par dossier) et enfin de réaliser les calculs. Les résultats de l'identification sont alors affichés à droite, numériquement et graphiquement.

numériquement et graphiquement au fur et à mesure des pièces (à droite de la fenêtre graphique). Ainsi, par comparaison entre les nuages de points bruts issus de l'acquisition Labview (en bleu sur les graphiques de la Figure D.1) et le résultat de l'identification (en rouge), une erreur grossière éventuelle peut être décelée à ce stade. Les résidus de l'identification sont également collectés afin d'être ultérieurement contrôlés. Enfin, les résultats de l'identification (paramètres de l'ellipse identifiée et résidus associés) sont inscrits automatiquement dans un fichier MS Excel™. Ce fichier est unique pour le lot de pièces sélectionné pour l'identification.

Durant la phase expérimentale, ce programme a présenté l'avantage de limiter les erreurs potentielles liées à la saisie manuelle des données. En effet l'opération de mesure consiste à faire tourner chaque arbre sur le dispositif de mesure, à lancer l'acquisition puis l'identification. D'autre part, un gain de temps conséquent a également été obtenu par l'utilisation de ce dispositif. Dans le cadre des essais présentés au chapitre 6, les 157 pièces ont ainsi pu être mesurées à 7 moments différents de leur gamme de fabrication. Enfin, le système de mesure et d'identification permet une liberté de contrôle des valeurs obtenues par la séparation des différentes opérations de mesure et d'identification ainsi que par la mise à disposition instantanée et ultérieure des valeurs de résidus d'identification.

Annexe E

Définitions de vocabulaire dentures

Profil et hélice

La denture d'un pignon ou d'un arbre de boîte de vitesses est considérée suivant deux critères : le profil et l'hélice, illustrés en Figure E.1. L'ensemble des paramètres dentures liés au profil porteront l'indice α tandis qu'il s'agira de β pour l'hélice.

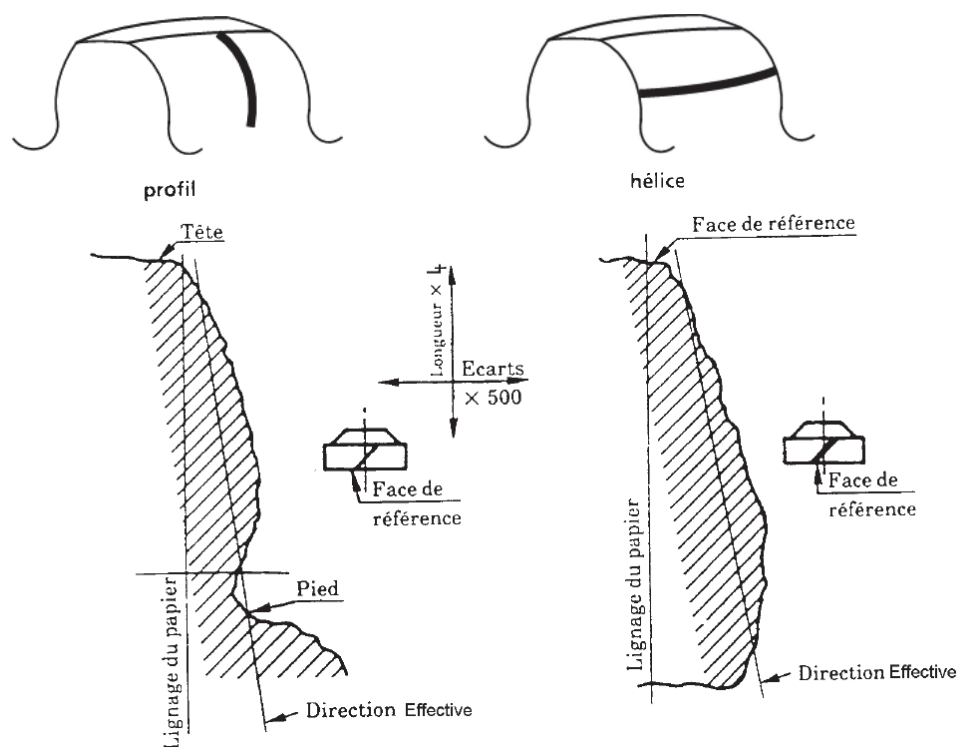


FIGURE E.1 – Exemples de relevé de profil et hélice [Ren96].

Cote sous bille MrK

La cote sous bille correspond à la moyenne des mesures de diamètres sous bille D tels qu'illustré en Figure E.2. La machine à mesurer tridimensionnelle utilisée fournit cette donnée à partir de mesures dentures puis calcul.

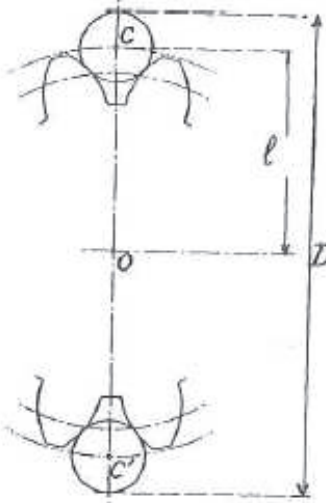


FIGURE E.2 – La cote sous bille MrK correspond à la moyenne des mesures de diamètres sous bille D [Hen99].

Battement simple radial F_r

Le battement simple radial à la bille F_r ou Faux-rond selon la norme [NF 97] est la variation totale d'enfoncement d'une bille, tangente aux deux profils utiles de chaque creux de dent successifs, mesurée radialement dans un plan de mesure spécifié ou au voisinage du plan médian, sur un tour complet autour de l'axe fonctionnel de rotation voir Figure E.3 [Ren96].

Écart cumulés totaux de pas F_p

L'erreur individuelle de pas est la différence entre pas effectif et pas théorique, voir en Figure E.4. L'erreur accumulée sur un secteur de k pas est la somme algébrique des erreurs individuelles de ces mêmes k pas. Enfin, l'écart cumulé total de pas ou erreur totale de division F_p est l'amplitude totale du diagramme d'erreur accumulée [Hen99].

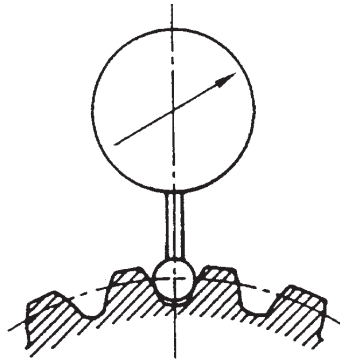


FIGURE E.3 – Battement simple radial à la bille F_r dans le cas d'une denture extérieure [Ren96].

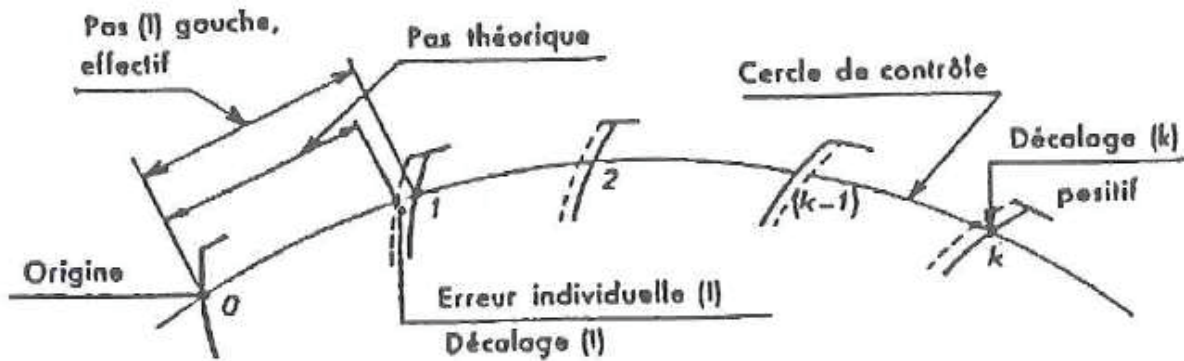


FIGURE E.4 – Erreur accumulée de pas (décalage circulaire) [Hen99].

Écarts de direction de profil $f_{H\alpha}$

Le tracé effectif est le graphe du profil ou de l'hélice d'une denture réalisée. À partir de celui-ci, la forme du graphe d'une courbe (parabole des moindres carrés) est calculée, elle est nommée forme effective. Ensuite, la direction effective est déterminée par la droite qui joint les points d'intersection de la parabole ou de la droite des moindres carrés avec les lignes déterminant la longueur d'exploitation, voir en Figure E.5. Les écarts de direction de profil sont mesurés pour le flanc gauche et le flanc droit d'indices respectifs g et d [Ren96]. D'autre part, dans l'ensemble du manuscrit la moyenne sur trois dents réparties à 120° de la denture est calculée pour définir l'écart de direction de profil moyen.

Écarts de direction d'hélice $f_{H\beta}$

Les écarts de direction d'hélice $f_{H\beta}$ sont définis de la même façon que les écarts de direction de profil $f_{H\alpha}$: à partir du tracé effectif du graphe d'hélice et de la longueur d'exploitation.

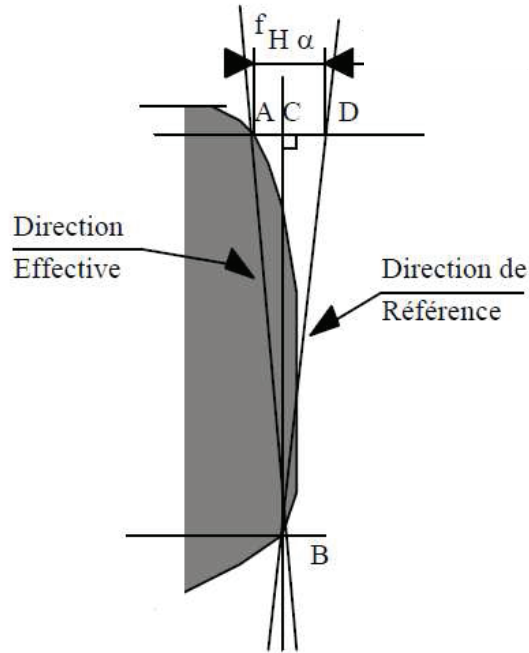


FIGURE E.5 – Ecart de direction de profil $f_{H\alpha}$ [Ren96]. B et D sont les intersections de la droite représentant la direction de référence et les limites de la longueur d’exploitation. A et B sont les intersections entre la droite représentant la direction effective et les limites de la longueur d’exploitation. La longueur AD correspond à l’écart de direction de profil $f_{H\alpha}$ [Ren96].

Bombés de profil C_α et d’hélice C_β

Le bombé est une modification intentionnelle de la forme du profil ou de d’hélice ayant pour but d’améliorer l’engrènement, voir en Figure E.6. En termes de métrologie, le bombé correspond à la flèche de la courbe de régression par rapport à la direction effective, mesurée dans le sens des écarts, voir en Figure E.7 [Ren96]. Les symboles respectifs C_α et C_β sont utilisés pour désigner le bombé de profil et le bombé d’hélice.

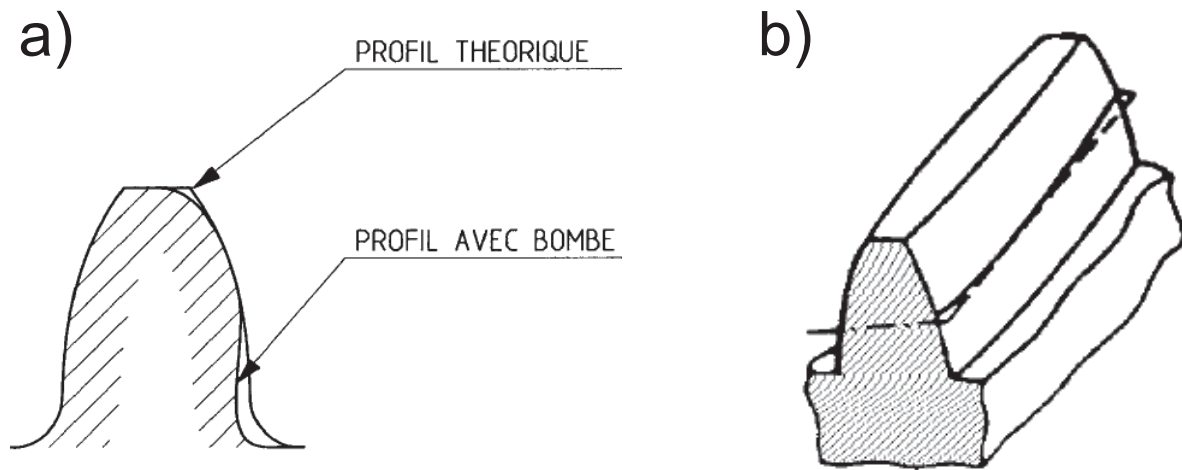


FIGURE E.6 – a) Bombé de profil, b) Bombé d'hélice [Ren96].

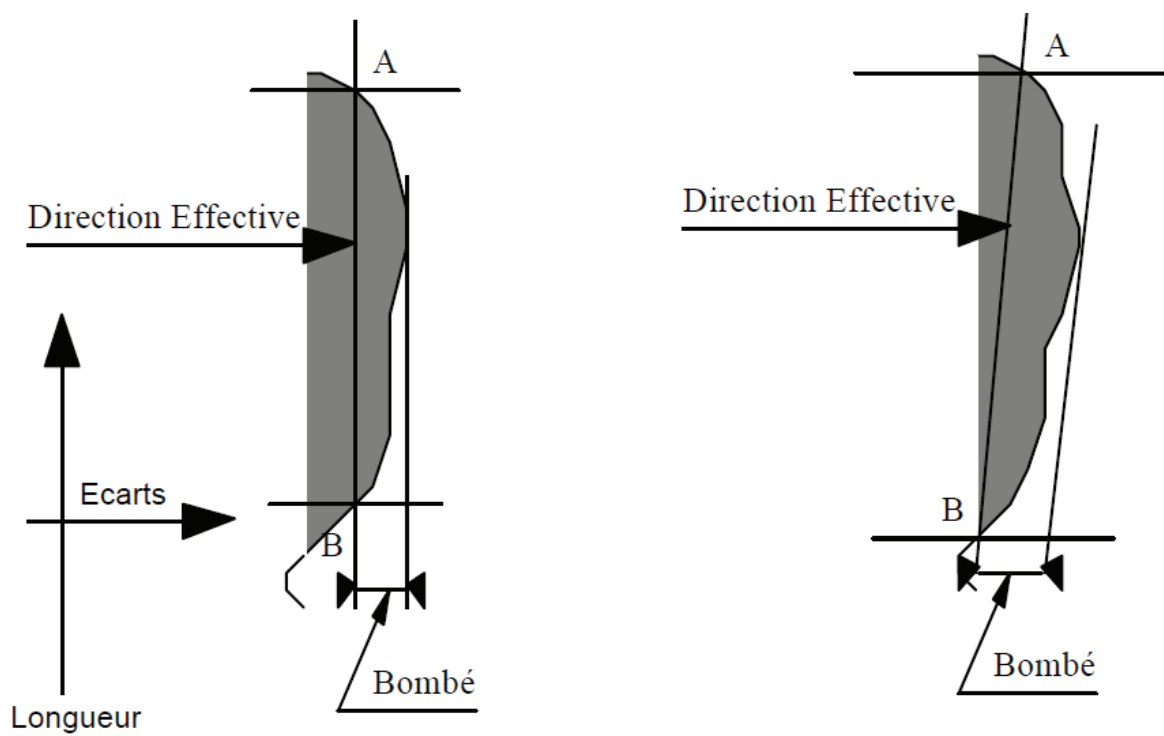


FIGURE E.7 – Principe de mesure du bombé de profil C_α [Ren96].

ANNEXE E. DÉFINITIONS DE VOCABULAIRE DENTURES

Bibliographie

- [AB48] M.J. Androuin and R. Barat. *Forgeage, Travail des Métaux en Feuilles*. Cours de Technologie d'atelier, Ecoles Nationales d'Arts et Métiers, 1948.
- [ACHZ06] C. Acht, B. Clausen, F. Hoffmann, and H.-W. Zoch. Simulation of the distortion of 20MnCr5 parts after asymmetrical carburization. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 37(1) :152–156, 2006.
- [AEHZ06] C. Andersch, M. Ehlers, F. Hoffmann, and H.-W. Zoch. Systematic analysis of the correlation between part geometry and distortion due to heat treatment. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 37(1) :23–28, 2006.
- [ALHHW07] C. Acht, T. Lübben, F. Hoffmann, and Zoch H.-W. Simulation of the influence of carbon profile and dimensions on distortion behaviour of SAE 5120 discs by using a design of experiment. *Computational Materials Science*, 39(3) :527–532, 2007.
- [ASJ⁺01] H. Altena, P. Stola, P. Jurci, F. Klima, and J. Paulu. Influence of gas and oil quenching parameters on changes in shape and dimension of gear wheels. *Heat Treatment of Metals*, 28(1) :1–8, 2001.
- [AUHA08] T. Araragi, Y. Uenishi, T. Hirogaki, and E. Aoyama. Design method of number of teeth for low noise gears considering human aural characteristics. *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems and Manufacturing*, 2(2) :203–213, 2008.
- [Bau06] C. Baudouin. *Contribution à la qualification d'un processus de fabrication par une approche dimensionnelle : application au pignon conique forgé dit "net shape"*. PhD thesis, Arts et Métiers ParisTech, 2006.
- [BCHZ06] C. Bahnsen, B. Clausen, F. Hoffmann, and H.-W. Zoch. Influence of carburising on distortion behaviour. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 37(1) :58–62, 2006.
- [BCK⁺82] E. Brinksmeier, J.T. Cammett, W. König, P. Leskovar, J. Peters, and H.K. Tönshoff. Residual stresses - measurement and causes in machining processes. *Annals of the CIRP*, Keynote 31(2) :491–510, 1982.
- [BD00] J.P. Bailon and J.M. Dorlot. *Des matériaux*. Presses Internationales Polytechnique, 3ème édition, 2000.
- [BEW09] C. Brecher, M. Esser, and S. Witt. Interaction of manufacturing process and machine tool. *Annals of the CIRP*, 58 :588–607, 2009.
- [BN13] P Bristiel and N.T. Niane. Simulation numérique des traitements thermochimiques : applications industrielles. *Techniques de l'Ingénieur*, IN209, 2013.

- [BS09] E. Brinksmeier and J. Sölter. Prediction of shape deviations in machining. *Annals of the CIRP*, 58(1) :507–510, 2009.
- [BSG07] E. Brinksmeier, J. Sölter, and C. Grote. Distortion engineering - identification of causes for dimensional and form deviations of bearing rings. *Annals of the CIRP*, 56(1) :109–112, 2007.
- [Cai91] R. Cairoli. *Algèbre linéaire*. Presses polytechniques et universitaires romandes, 1991.
- [CC99] W.T. Cook and B. Cook. Review of selected steel-related factors controlling distortion in heat-treatable steels. *Heat Treatment of Metals*, 26(2) :27–36, 1999.
- [CET04] CETIM. *Déformations en traitements thermiques*. Fiches conseils CETIM, 2004.
- [CFK⁺09a] B. Clausen, F. Frerichs, T. Kohlhoff, T.H. Lübben, C. Prinz, R. Rentsch, J. Sölter, H. Surm, D. Stöbener, and D. Klein. Identification of process parameters affecting distortion of disks for gear manufacture part I : Casting, forming and machining. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 40(5-6) :354–360, 2009.
- [CFK⁺09b] B. Clausen, F. Frerichs, T. Kohlhoff, T.H. Lübben, C. Prinz, R. Rentsch, J. Sölter, H. Surm, D. Stöbener, and D. Klein. Identification of process parameters affecting distortion of disks for gear manufacture part II : Heating, carburizing, quenching. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 40(5-6) :361–367, 2009.
- [CHC92] A. Constant, G. Henry, and J.C. Charbonnier. *Principes de base des traitements thermiques thermomécaniques et thermochimiques des aciers*. PYC édition, 1992.
- [CKK⁺04] J.R. Cho, W.J. Kang, M.G. Kim, J.H. Lee, Y.S. Lee, and W.B. Bae. Distortions induced by heat treatment of automotive bevel gears. *Journal of Materials Processing Technology*, 153-154(1-3) :476–481, 2004.
- [CLMS81] L. Castex, J.L. Lebrun, G. Maeder, and J.M Sprauel. *Détermination des contraintes résiduelles par diffraction des rayons X*. ENSAM, Publications Scientifiques et Techniques, 1981.
- [CSF⁺05] C. Cui, A. Schulz, U. Fritsching, K. Bauckhage, and P. Mayr. Spray formed bearing steel insensitive to distortion part II distortion behavior. *Journal of Materials Science*, 40(7) :1673–1680, 2005.
- [CSHZ09] B. Clausen, H. Surm, F. Hoffmann, and H.-W. Zoch. The influence of carburizing on size and shape changes. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 40(5-6) :414–419, 2009.
- [DJP08] L. Delannay, P. Jacques, and T. Pardoen. Modelling of the plastic flow of trip-aided multiphase steel based on an incremental mean-field approach. *International Journal of Solids and Structures*, 45 :1825–1843, 2008.
- [DLBSL96] F. Dazy, J.F. Le Barzic, G. Saporta, and F. Lavallard. *L’analyse des données évolutives*. Technip, 1996.

- [DS72] G. De Smet. *La pratique des traitements thermiques des métaux industriels*. Dunod, 1972.
- [FLF05] B.L. Ferguson, Z. Li, and A.M. Freborg. Modeling heat treatment of steel parts. *Computational Materials Science*, 34(3) :274–281, 2005.
- [FLHM05] F. Frerichs, T. Lübben, F. Hoffmann, and P. Mayr. Distortion of long cylinders with small diameters due to axial symmetric cooling. *International Journal of Materials and Product Technology*, 24(1-4) :244–258, 2005.
- [FLHZ09] F. Frerichs, T.H. Lübben, F. Hoffmann, and H.-W. Zoch. Distortion of conical formed bearing rings made of SAE 52100. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 40(5-6) :402–407, 2009.
- [FM12] B.L. Ferguson and D.S. MacKenzie. Effect of oil condition on pinion gear distortion. *Quenching Control and Distortion Conference, Chicago*, pages 319–328, 2012.
- [GBZ01] J. Grum, S. Božič, and M. Zupančič. Influence of quenching process parameters on residual stresses in steels. *Metallurgija*, 40(4) :207–212, 2001.
- [GJ65] G.W. Greenwood and R.H. Johnson. The deformation of metals under small stresses during phase transformation. *Proceedings of the Royal Society A*, 283(1394) :403–422, 1965.
- [GLR11] V. Gagnol, T.P. Le, and P. Ray. Modal identification of spindle-tool unit in high-speed machining. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 25 :2388–2398, 2011.
- [Goc03] G. Goch. Gear metrology. *Annals of the CIRP*, Keynote 52(2) :659–695, 2003.
- [Gri09] J.P. Grivet. *Méthodes numériques appliquées pour le scientifique et l'ingénieur*. EDP Sciences, 2009.
- [HBB⁺10a] R. Husson, C. Baudouin, A. Bastien, T. Scheer, and R. Bigot. Pré-étude sur la déformation de dentures d'arbre lors du traitement thermique. *Rapport d'activité ARTS Metz*, août 2010.
- [HBB⁺10b] R. Husson, C. Baudouin, A. Bastien, T. Scheer, and R. Bigot. Rapport de problématique - Thèse déformations dentures au traitement thermique. *Rapport d'activité ARTS Metz*, décembre 2010.
- [HBB⁺11] R. Husson, C. Baudouin, R. Bigot, T. Scheer, and M. Frabolot. Towards a new way of identification and modeling of gearbox shafts manufacturing process to prevent teeth distortion. *International Conference on Distortion Engineering, Brême*, pages 213–220, 2011.
- [HBB⁺12] R. Husson, C. Baudouin, R. Bigot, T. Scheer, and M. Frabolot. Identification of manufacturing process causes in the distortion of gearbox shafts. *Quenching Control and Distortion Conference, Chicago*, pages 667–677, 2012.
- [HBBS13a] R. Husson, C. Baudouin, R. Bigot, and E. Sura. Consideration of residual stress and geometry during heat treatment to decrease shaft bending. *International Journal of advanced Manufacturing Technology (soumis août 2013)*, 2013.

- [HBBS13b] R. Husson, C. Baudouin, R. Bigot, and E. Sura. Experimental identification of the process influences on heat treatment distortion of gears. *International Journal of advanced Manufacturing Technology (soumis juillet 2013)*, 2013.
- [HBBS13c] R. Husson, C. Baudouin, R. Bigot, and E. Sura. Identification expérimentale de l'influence des procédés de fabrication amont sur les déformations des dentures au traitement thermique. *Congrès Français de Mécanique, Bordeaux*, 2013.
- [HDB⁺12] R. Husson, J.-Y. Dantan, C. Baudouin, S. Silvani, T. Scheer, and R. Bigot. Evaluation of process causes and influences of residual stress on gear distortion. *Annals of the CIRP*, 61(1) :551–554, 2012.
- [Hen99] G. Henriot. *Engrenages : conception, fabrication, mise en œuvre*. 1999.
- [HKLM02] F. Hoffmann, O. Keßler, Th. Lübben, and P. Mayr. "Distortion Engineering" - verzugsbeherrschung in der fertigung. *HTM, Härtereitechnische Mitteilungen*, 57 :213–217, 2002.
- [Ino12] T. Inoue. Simulation of quenched japanese short swords made of several kinds of materials. *Quenching Control and Distortion Conference, Chicago*, pages 575–588, 2012.
- [JLI03] D.-Y. Ju, C. Liu, and T. Inoue. Numerical modeling and simulation of carburized and nitrided quenching process. *Journal of Materials Processing Technology*, 143-144(1) :880–885, 2003.
- [KBH⁺02] F. Klocke, T. Beck, S. Hoppe, T. Krieg, N. Müller, T. Nöthe, H.-W. Raedt, and K. Sweeney. Examples of FEM application in manufacturing technology. *Journal of Materials Processing Technology*, 120 :450–457, 2002.
- [KH12] H. Kristoffersen and S. Haglund. Influence of straightening on bending fatigue properties of induction hardened shafts in steel 42CrMo4 (SAE 4140). *Quenching Control and Distortion Conference, Chicago*, pages 858–866, 2012.
- [KKH08] B. Karpuschewski, H.J. Knoche, and M. Hipke. Gear finishing by abrasive processes. *Annals of the CIRP*, 57 :621–640, 2008.
- [Koh09] T. Kohlhoff. Analysis of the forces in different regions during hobbing and their effect on distortion. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 40(5-6) :390–395, 2009.
- [KPRS11] T. Kohlhoff, C. Prinz, R. Rentsch, and H. Surm. Influence of manufacturing parameters on gear distortion. *Proceedings of the 3rd international conference on distortion engineering*, pages 155–165, Bremen, september 14th-16th 2011.
- [KPRS12] T. Kohlhoff, C. Prinz, R. Rentsch, and H. Surm. Influence of manufacturing parameters on gear distortion. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 43(1-2) :84–90, 2012.
- [KPS⁺06] O. Keßler, C. Prinz, T. Sackmann, L. Nowag, H. Surm, F. Frerichs, T. Lübben, and H.-W. Zoch. Experimental study of distortion phenomena in manufacturing chains. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 37(1) :11–18, 2006.

- [Ler11] C. Leroux. Cémentation par le carbone et carbonitruration - mise en œuvre des traitements. *Techniques de l'Ingénieur*, M1 226, 2011.
- [LFF12] B. Li, B.L. Ferguson, and A. Freborg. Modeling application to reduce distortion of a carburized and quenched steel gear. *Quenching Control and Distortion Conference, Chicago*, pages 200–211, 2012.
- [Mac05] S. MacKenzie. The heat treatment and quenching of gears. *Heat Treating : Proceedings of the 23rd ASM Heat Treating Society Conference Progress*, pages 304–313, 2005.
- [Mac07] S. MacKenzie. Heat treatment of gears : Control of residual stress and distortion. *Heat Treating Progress*, 7(4) :47–56, 2007.
- [Mag66] C.L. Magee. *Transformation kinetics, Microplasticity and aging of Martensite in Fe-31 Ni*. PhD thesis, Carnegie Institute of Technology, Pittsburgh, PA, 1966.
- [Man12] P. Mangin. *Identification des paramètres clés du laminage transversal : vers la formalisation des connaissances scientifiques et technologiques*. PhD thesis, Arts et Métiers ParisTech, 2012.
- [MK67] A.R. Marder and G. Krauss. The morphology of martensite in iron-carbon alloys. *Trans. ASM*, 60 :651–660, 1967.
- [MLF08] S. MacKenzie, Z. Li, and B.L. Ferguson. Effect of quenching flow on the distortion of carburized automotive pinion gears. *Z. Werkst, Warmebeh, Fertigung*, 63(1) :15–21, 2008.
- [MU49] N. Metropolis and S. Ulam. The Monte Carlo Method. *Journal of the American Statistical Association*, 44(247) :335–341, 1949.
- [Mur06] G. Murry. *Métallurgie : métaux, alliages, propriétés*. Dunod, 2006.
- [NF 94] NF EN 10052. *Vocabulaire du traitement thermique des produits ferreux*. AFNOR, 1994.
- [NF 96] NF ISO 10064-1. *Engrenages Cylindriques, Code Pratique de Réception, Partie 1 : Contrôle relatif aux flancs homologues de la denture*. AFNOR, 1996.
- [NF 97] NF ISO 1328-2. *Engrenages Cylindriques*. AFNOR, 1997.
- [NF 11] NF EN ISO 8015. *Spécification géométrique des produits (GPS). Principes fondamentaux. Concepts, principes et règles*. AFNOR, 2011.
- [Nic09] C. Nicolas. *Développement d'une méthode pour qualifier la déformation d'un produit issu d'un traitement thermique. Approches expérimentale et numérique*. PhD thesis, Arts et Métiers ParisTech, 2009.
- [NL87] A. Niku-Lari. *Matériaux et structures : fatigue et contraintes résiduelles*. Hermès, 1987.
- [NRK87] R. Natarajan, C. Rathnasabapthy, and R. Krishnamurthy. Surface durability of shaved gears. *Wear*, 114 :295–308, 1987.
- [Paq00] G. Paquet. *Guide de l'usinage*. Delagrave, Guides Industriels, 2000.

- [PCH⁺06] C. Prinz, B. Clausen, F. Hoffmann, R. Kohlmann, and H.-W. Zoch. Metallurgical influence on distortion of the case-hardening steel 20MnCr5. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 37(1) :29–33, 2006.
- [Pou96] Y. Pourprix. Choix du traitement thermique des matériaux ferreux pour l’automobile. *Techniques de l’Ingénieur*, M1405, 1996.
- [Rec02] J. Rech. *Contribution à la compréhension des modes d’actions tribologiques et thermiques des revêtements en usinage. Application au cas du taillage de dentures à la fraise-mère à grande vitesse*. PhD thesis, Arts et Métiers ParisTech, 2002.
- [Ren96] Renault. *Normalisation Renault Automobiles, Dentures en développante de cercle, Définitions - Vérifications*, 1996.
- [Ren08] Renault. *Politique Technique Process Arbre de Boîtes de Vitesses, Standard Métier Ingénierie Process*, 2008.
- [Ren11] R. Rentsch. Parameters of distortion in forging gear wheel blanks. *Proceedings of the 3rd international conference on distortion engineering*, pages 127–133, Bremen, september 14th–16th 2011.
- [Ren12] Renault. *Direction de l’Ingénierie et Qualité Groupe. La gamme mécanique 2012*, 2012.
- [SH09] H. Surm and F. Hoffmann. Influence of clamping conditions on distortion during heating of bearing rings. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 40(5-6) :396–401, 2009.
- [SHB⁺02] K.D. Summerhays, R.P. Henke, J.M. Baldwin, R.M. Cassou, and C.W. Brown. Optimizing discrete point sample patterns and measurement data analysis on internal cylindrical surfaces with systematic form deviations. *Precision Engineering-Journal of the International Societies for Precision Engineering and Nanotechnologies*, pages 105–121, 2002.
- [Sin02] A.-K. Sinha. Defects and distortions in heat-treated parts. *ASM Handbook, ‘Heat Treating’*, 4(1), 2002.
- [SKHZ06] H. Surm, O. Kessler, F. Hoffmann, and H.-W. Zoch. Manufacturing residual stress states in heat treatment simulation of bearing rings. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 37(1) :52–57, 2006.
- [Sun92] J. Sun. Analysis of heat treatment distortion and its control in the cone gear follower in the automobile rear bridge. *Jinshu Rechuli/Heat Treatment of Metals*, (11) :48–49, 1992.
- [SW04] T. Sugimoto and Y. Watanabe. Evaluation of important factors affecting quench distortion of carburized hypoid gear with shaft by using computer simulation methods. *Cailiao Rechuli Xuebao/Transactions of Materials and Heat Treatment*, 25(5) :480–485, 2004.
- [TFAK00] N. Takasaki, Y. Fujiwara, Y. Aoyama, and T. Kozuka. Improvement of carburized and quenched gear distortion computer simulation and experimental validation. *ASM Proceedings : Heat Treating*, 2 :680–687, 2000.
- [Tön65] H. K Tönshoff. *Eigenspannungen und plastische Verformungen im Werkstück durch spanende Bearbeitung*. PhD thesis, Technische Hochschule Hannover, 1965.

- [UHA⁺02] Y. Uenishi, T. Hirogaki, E. Aoyama, Y. Anada, and Y. Nakata. New measuring system of gear noise at non-integer components of meshing frequency using the gear checker. *International Conference on Noise and Vibration Engineering (ISMA2002), Leuven, Belgique*, pages 1479–1485, 2002.
- [Van08] L. Vanoverberghe. *Anticipation des déformations lors du traitement thermique de pignons de boîtes de vitesses*. PhD thesis, Mines ParisTech, 2008.
- [VVN10] F. Vignat, F. Villeneuve, and M.K. Nejad. Analysis of the deviations of a casting and machining process using a model of manufactured parts. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 2 :198–207, 2010.
- [ZL12] H.W. Zoch and T. Luebben. Distortion Engineering a new concept to control distortion problems. *Quenching Control and Distortion Conference, Chicago*, pages 1–11, 2012.
- [Zoc09] H.W. Zoch. Distortion Engineering : vision or ready to application? *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 40(5-6) :342–348, 2009.
- [Zoc12] H.W. Zoch. Distortion Engineering - interim results after one decade research within the Collaborative Research Center. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 43(1-2) :9–15, 2012.

Contribution à l'Identification des Origines des Déformations révélées au Traitement Thermique. Application à l'Analyse d'une Gamme de Fabrication d'Arbres à Dentures de Boites de Vitesses.

RESUME : Le traitement thermique est un procédé très largement utilisé dans l'industrie automobile et en particulier sur les pièces à dentures. Appliqué en général après usinage, il permet d'améliorer les propriétés mécaniques des pièces. Dans le même temps, plusieurs phénomènes physiques conduisent à des déformations, qui peuvent conduire au non-respect des tolérances dimensionnelles et géométriques. Ces déformations sont certes liées au traitement thermique mais également à l'ensemble de la gamme de fabrication en amont de celui-ci.

L'objet de ce travail de recherche est d'améliorer d'une part la connaissance des phénomènes physiques mis en jeu au traitement thermique et d'autre part l'identification des déformations géométriques. Dans un premier temps, les déformations propres à chaque étape de fabrication sont identifiées. Puis au sein de la gamme, les sources d'origine dans la signature géométrique finale sont séparées. Une gamme de fabrication numérique illustre cette méthode.

D'autre part, les contraintes résiduelles sont identifiées comme influentes sur l'évolution de la géométrie. Leur impact sur les déformations au traitement thermique est obtenu grâce à plusieurs campagnes d'essais sur site industriel. De cette façon, chaque caractéristique géométrique est reliée à une ou plusieurs étapes de fabrication en particulier. Ces résultats fournissent une aide au diagnostic des causes de non-conformités au traitement thermique. En parallèle, des modifications sur la gamme de fabrication sont proposées.

Mots clés : Traitement Thermique, Dentures, Déformations, Gamme de Fabrication, Identification.

Contribution to the Identification of Causes of Heat Treatment Distortions. Analysis of a Gearbox Shaft Manufacturing Process.

ABSTRACT : Heat treatment is widely used in automotive industry, especially in the case of gears. This process is habitually used after machining and improves mechanical properties of work pieces. In the meantime, several phenomena lead to distortions and sometimes to geometrical non-conformities. Distortions are due to heat treatment but also to previous manufacturing processes.

The objective of this study is to improve both the understanding of physical phenomena occurring during heat treatment and the identification of distortion. First, distortions of each manufacturing step are identified. Then, causes of final deformation into the complete process are evaluated. A numerical manufacturing process is used as an example to illustrate this method.

Secondly, residual stress influence on heat treatment distortion is revealed thanks to several industrial experiments. Thus, each geometrical criterion is linked to a manufacturing step. These results provide a diagnosis tool helping to determine distortion causes. Moreover, evolutions on industrial process are proposed.

Keywords : Heat Treatment, Gears, Distortion, Manufacturing Process, Identification.

