

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À
L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

COMME EXIGENCE PARTIELLE
À L'OBTENTION DE LA MAITRISE EN GÉNIE MÉCANIQUE
M. Ing.

PAR
Johan PASCAL

MESURE ET PRÉDICTION DES DISTORSIONS DES ENGRENAGES
TRAITÉS PAR INDUCTION

MONTRÉAL, LE 14 DECEMBRE 2012

©Tous droits réservés, Johan Pascal, 2012

©Tous droits réservés

Cette licence signifie qu'il est interdit de reproduire, d'enregistrer ou de diffuser en tout ou en partie, le présent document. Le lecteur qui désire imprimer ou conserver sur un autre media une partie importante de ce document, doit obligatoirement en demander l'autorisation à l'auteur.

PRÉSENTATION DU JURY

CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ

PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

M. Philippe Bocher, directeur de mémoire
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Henri Champliaud, président du jury
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Antoine S. Tahan, membre du jury
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC

LE 11 DÉCEMBRE 2012

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

REMERCIEMENTS

Je tiens tout d'abord à remercier mon directeur de recherche, M. Philippe Bocher, professeur à l'ÉTS. D'une part pour m'avoir proposé ce projet, et d'autre part pour son soutien, pour m'avoir fait confiance et m'avoir accordé une grande autonomie tout au long de ces deux années.

J'adresse ensuite mes remerciements aux membres du jury, les professeurs M. Tahan et M. Champliaud, pour leur présence aujourd'hui et pour avoir accepté d'évaluer mes travaux.

Je souhaite remercier chaleureusement Benjamin Larregain et Vincent Savaria, étudiants au doctorat, pour leur disponibilité, leur aide, leur rigueur, leur formation sur la machine d'induction, et les maigres victoires qu'ils m'ont accordées au badminton. Ce fut un réel plaisir de travailler avec eux. J'en profite aussi pour remercier M. Florent Bridier pour ses conseils avisés.

J'adresse un remerciement particulier au personnel de soutien technique de l'ÉTS, Hugo Landry et Stéphane Hébert. Il n'aurait pas été possible de mener à bien ce projet sans leur formation, leur disponibilité, leurs précieux conseils sur la MMT et le matériel d'usinage.

Merci aux membres du LOPFA, compagnons de tous les jours, Nicolas, Mamie, Mélissa, Jean Charles, Meysam, Johann, Majid, Mohsen, Shilan, Nora, Nelly, pour leur bonne humeur, l'ambiance de travail agréable, et les bons moments passés que ce soit derrière nos bureaux, au repas ou autour d'un café.

J'en profite aussi pour exprimer ma gratitude envers mon école d'origine, Arts et Métiers ParisTech et le centre de Cluny, pour m'avoir permis cet enrichissement à l'étranger.

VI

J'aimerais ensuite remercier tous mes amis de Montréal, rencontrés avant ou ici même, pour tous ces bons moments passés ensemble qui m'ont permis de me sentir bien et d'apprécier ces deux années de vie si loin de chez moi.

Je remercie profondément ma famille, qui m'a soutenu pendant toute ma scolarité, qui m'a toujours soutenu dans tous mes projets, et qui m'a encore soutenu et encouragé cette fois-ci, malgré l'éloignement. Je remercie en particulier ma grand-mère, pour ses petits présents remplis de gastronomie française qui m'ont permis de retrouver de l'énergie quand cela était nécessaire.

Pour finir je remercie ma compagne, Déborah, pour m'avoir suivi dans cette superbe expérience, et pour m'avoir épaulé dans les bons comme les mauvais moments.

MESURE ET PREDICTION DES DISTORSIONS SUR LES ENGRENAGES INDUITS

JOHAN PASCAL

RÉSUMÉ

La présente étude porte sur la mesure des distorsions engendrées par le procédé de durcissement par induction appliqué à des engrenages. Le traitement superficiel des engrenages par induction a pour but de durcir la surface de la denture, tout en gardant une certaine ductilité à cœur. Cela améliore la résistance au contact tout en garantissant une tenue en fatigue. Mais ce traitement thermique induit des modifications géométriques, ou distorsions, et les processus de fabrication de pièces de précision doivent alors inclure une étape de rectification.

Afin de quantifier ces distorsions, une méthode de mesure sur une machine à mesurer tridimensionnelle a été mise en place. Dans un premier temps, l'étude porte sur des engrenages en acier AISI4340 de géométrie simple : denture droite, flanc en développante de cercle. Les résultats obtenus montrent que les distorsions sont homogènes sur le périmètre de la roue, et que, pour une recette d'induction donnée, elles sont répétables dans une plage de $\pm 2 \mu\text{m}$ pour les flancs et les rayons extérieurs de la denture, et jusqu'à $\pm 5 \mu\text{m}$ pour les surfaces latérales. La comparaison entre quatre recettes d'induction différentes a aussi permis d'étudier leur influence sur les distorsions. Ces dernières sont de l'ordre de quelques micromètres, jusqu'à $25 \mu\text{m}$ au maximum. Pour ce type de roue, les distorsions peuvent être anticipées et ne justifient pas à elles seules une phase de rectification. La seconde partie des travaux a porté sur une géométrie de roue plus complexe, en acier AISI4340, avec une denture droite associée à un plateau, le tout relié par une section mince au reste de la pièce. Elle a montré que la géométrie générale d'une pièce traitée par induction peut avoir une forte influence sur les distorsions induites qui peuvent atteindre plusieurs centaines de microns. Les distorsions ne sont donc pas uniquement dues aux transformations métallurgiques de la pièce. L'étude de l'effet de différents paramètres d'induction et du matériau sur ces distorsions a permis de déterminer certaines tendances dans le but de les minimiser. Cependant, il n'est pas possible de donner de recette type, offrant les distorsions les plus faibles, à cause notamment des interactions entre les différents paramètres étudiés et de la réaction différente de chaque zone géométrique de la roue.

Mots-clés : distorsion, mesure, engrenage, traitement thermique, induction.

MEASURE AND PREDICTION OF DISTORSIONS ON INDUCTED GEAR

JOHAN PASCAL

ABSTRACT

The present study concerns the measurement of distortions on induction hardened gear. Induction heat treating of gear is used in the industry to allow the surface hardening of the gear teeth while its core stays ductile. This treatment increases the contact strength and insures a good fatigue behavior. But this heat treatment induces geometrical modifications which imposes a final step of machining.

To quantify these distortions, measuring method on a coordinate measurement machine has been developed. First, the study focuses on AISI4340 steel gear with a simple geometry: right teeth geometry, involutes flanks. Results show homogeneous distortions around the gear, and for a giving induction recipe, they are repeatable within $\pm 2\mu\text{m}$ for flanks and external radius, until $\pm 5\mu\text{m}$ for lateral surfaces. The comparison between the four recipes has permitted to study their influence on distortions. The scale of distortions obtained extends from few micrometers to a maximum of 25 μm . Thus, the distortions can be anticipated and do not justify alone the necessity of final machining step, at least for this kind of geometry. The second part of the work concerns different gear geometry, more complex, in AISI4340 steel too. It is composed of a right teeth associated to a plate, linked to the rest of the part by a thin section. The results show that the global geometry of the part which was heat treated by induction can have a major influence on distortions level which can increase up to several hundred micrometers. Distortions are not only due to metallurgical transformations of the part. The study of the effect of different induction and material parameters has permitted to determine some tendencies to reduce distortions. But it is difficult to find one induction recipe to obtain minimal distortions because of the interactions between the different parameters studied and the reactions of each geometrical area of the part.

Keywords: distortion, measure, gear, surface hardening, induction.

TABLE DES MATIÈRES

	Page
REMERCIEMENTS.....	V
RÉSUMÉ	VII
INTRODUCTION	1
CHAPITRE 1 REVUE DE LA LITTERATURE	5
1.1 Principes de base sur les engrenages	5
1.1.1 Généralités	5
1.1.2 Étude de l'engrènement idéal.....	6
1.1.3 Défauts des engrenages et corrections appliquées	8
1.2 Traitement de surface.....	11
1.2.1 Cycle du traitement de surface et aspects métallurgiques	12
1.2.2 Contraintes résiduelles et distorsions.....	13
1.3 Le durcissement superficiel par induction	17
1.3.1 Principe de fonctionnement du chauffage par induction	17
1.3.2 Les effets électromagnétiques.....	19
1.3.2.1 Effet de proximité	19
1.3.2.2 Effet de bord	20
1.3.3 Profils durcis et effets des différents paramètres d'induction.....	20
1.4 Distorsions des engrenages durcis par induction	24
1.5 Distorsions sur des cylindres en AISI4340 durcis par induction.....	30
CHAPITRE 2 OUTILS DE MESURE ET METHODOLOGIE.....	33
2.1 Introduction.....	33
2.2 Métrologie des engrenages et moyens de mesure.....	33
2.2.1 Erreurs de mesure : notions importantes.....	33
2.2.1.1 Définitions.....	33
2.2.1.2 Notions d'incertitudes.....	36
2.2.2 Définition du besoin.....	37
2.2.3 Métrologie des engrenages	38
2.2.3.1 Identification des dents	38
2.2.3.2 Contrôle du profil.....	39
2.2.3.3 Contrôle de l'hélice.....	40
2.2.3.4 Contrôle de la division.....	42
2.2.3.5 Épaisseur de dent	43
2.2.3.6 Topographie du flanc	44
2.2.4 Les différents appareils de mesure.....	44
2.2.5 Principe du palpeur dynamique	47
2.2.6 Problématique du point mesuré	49

2.3	Méthodologie	53
2.3.1	Présentation des deux géométries	54
2.3.1.1	Géométrie « 1280 ».....	54
2.3.1.2	Géométrie « ATE ».....	55
2.3.2	Choix des points de mesure	57
2.3.2.1	Géométrie « 1280 ».....	57
2.3.2.2	Géométrie « ATE ».....	58
2.3.3	Développement de la mesure MMT	60
2.3.3.1	Les tests de répétabilité.....	60
2.3.3.2	Référentiel.....	62
2.3.3.3	Choix et position du stylet	66
2.3.3.4	Mise en position et maintien de la pièce.....	66
2.3.3.5	Artéfacts et palliatifs.....	69
2.3.4	Résultats de répétabilité	73
2.3.5	Traitement des données.....	76
2.3.6	Méthode d'analyse des flancs	77
2.3.7	Traitement induction.....	78
2.3.8	Revenu	80
2.4	Conclusion	80
CHAPITRE 3 TRAITEMENT DES ROUES « 1280 »		81
3.1	Introduction.....	81
3.2	Plan d'expériences	81
3.3	Protocole expérimental	83
3.4	Déformations initiales des roues.....	83
3.5	Homogénéité des distorsions sur le périmètre d'une roue.....	85
3.6	Répétabilité des distorsions induites par une recette d'induction.....	89
3.6.1	Répétabilité des distorsions des plans supérieur et inférieur	89
3.6.2	Répétabilité des distorsions des plans inférieur et supérieur des groupes de dents.....	93
3.6.3	Répétabilité des distorsions des rayons extérieurs.....	99
3.6.4	Répétabilité des distorsions des flancs.....	102
3.7	Comparaison des distorsions induites par différentes recettes d'induction.....	105
3.7.1	Plans supérieur et inférieur	105
3.7.2	Plans inférieur et supérieur des groupes de dents	106
3.7.3	Rayons extérieurs.....	108
3.7.4	Flancs	109
3.7.5	Comparaison globale	111
3.7.6	Effet du revenu.....	113
3.8	Analyse des distorsions vis-à-vis du dessin de définition.....	115
3.8.1.1	Plans supérieur et inférieur (PS, PI, GPS et GPI).....	116
3.8.1.2	Rayons extérieurs (RE).....	118
3.8.1.3	Flancs	119
3.9	Conclusion	123

CHAPITRE 4	ÉTUDE DES ROUES « ATE »	125
4.1	Introduction.....	125
4.2	Planification des traitements.....	126
	4.2.1 Utilisation des pièces P	126
	4.2.2 Plan d'expériences	127
4.3	Étude de l'efficacité de l'inducteur spécifique	129
	4.3.1 Comparaison des profondeurs durcies.....	130
	4.3.2 Analyse des distorsions.....	133
	4.3.3 Conclusion vis-à-vis de l'efficacité du nouvel inducteur	136
4.4	Résultats et interprétations du plan d'expériences.....	136
	4.4.1 Analyse des effets des différents paramètres	137
	4.4.1.1 Plan d'expérience #1	137
	4.4.1.2 Plan d'expériences #2	138
	4.4.2 Analyse de la déformation globale des différentes roues	139
	4.4.2.1 Effet du TTI sur la géométrie globale.....	140
	4.4.2.2 Effet du TTI sur les flancs de dent.....	142
	4.4.2.3 Effet du revenu.....	143
	4.4.3 Interprétations	144
4.5	Conclusion	145
CONCLUSION.....		147
RECOMMANDATIONS		151
ANNEXE I	PROTOCOLE DE PERCAGE DE LA REFERENCE -C- POUR LES ROUES « 1280 »	153
ANNEXE II	PROTOCOLE DE MESURES PRÉLIMINAIRES ROUES « 1280 ».....	155
ANNEXE III	PROTOCOLE DE MESURES DES ROUES « ATE ».....	167
ANNEXE IV	RECETTES DE TRAITEMENT INDUCTION POUR LES ROUES « 1280 ».....	173
LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....		175

LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 1.1	Comparaison entre induction conventionnelle, bi-fréquence et cémentation 26
Tableau 1.2	Effet de la microstructure initiale lors d'un traitement d'induction 27
Tableau 1.3	Différence arithmétique entre avant et après cémentation..... 29
Tableau 1.4	Différence arithmétique entre avant et après induction 29
Tableau 2.1	Récapitulatif des différents moyens de mesure 46
Tableau 2.2	Caractéristiques géométriques roue « 1280 » 55
Tableau 2.3	Inventaire pièces « ATE »..... 56
Tableau 2.4	Résultats de répétabilité roue « 1280 » 75
Tableau 2.5	Résultats de répétabilité « ATE » 76
Tableau 3.1	Tableau des expériences pour les roues « 1280 » 82
Tableau 3.2	Répétabilité des distorsions pour les plans supérieur et inférieur..... 93
Tableau 3.3	Répétabilité des distorsions pour les plans supérieur et inférieur des groupes de dents..... 99
Tableau 3.4	Répétabilité des distorsions des rayons extérieurs..... 102
Tableau 3.5	Répétabilité des distorsions moyennes des flancs 104
Tableau 3.6	Variation de l'épaisseur de dent Sn à mi-épaisseur – roue « 1280 » 120
Tableau 3.7	Erreurs de forme et d'hélice induites par chaque recette – roue « 1280 » 121
Tableau 3.8	Extrait des classes de tolérance des engrenages de la norme AGMA 2015-1-A01 122
Tableau 4.1	Recettes d'induction – ATE..... 127
Tableau 4.2	Pièces ATE - Plan d'expériences 127

Tableau 4.3	Codage des variables d'entrées du plan d'expériences.....	128
Tableau 4.4	Résultats de profondeur durcie	131
Tableau 4.5	Récapitulatif des distorsions mesurées sur les plans pour les deux roues	134
Tableau 4.6	Récapitulatif des distorsions mesurées sur les rayons pour les deux roues	134
Tableau 4.7	Résultats du plan d'expériences #1	138
Tableau 4.8	Résultats du plan d'expériences #2.....	139
Tableau 4.9	Effet moyen du revenu pour chaque roue	143

LISTE DES FIGURES

		Page
Figure 1.1	Symboles et vocabulaire pour décrire une denture	5
Figure 1.2	Définition d'une développante de cercle	6
Figure 1.3	Illustration des profils conjugués	6
Figure 1.4	Cinématique de l'engrènement	7
Figure 1.5	Jeu de fonctionnement	9
Figure 1.6	Effet du coefficient de déport x sur la géométrie de dent	9
Figure 1.7	Diagramme fer-carbone	13
Figure 1.8	Diagramme TRC de l'acier 4340	13
Figure 1.9	Interactions thermiques, mécaniques et métallurgiques lors des traitements thermiques	14
Figure 1.10	Profil de contraintes résiduelles en creux de dent.....	15
Figure 1.11	Expansion et contraction d'un acier au cours d'un traitement thermique de chauffe et refroidissement.....	16
Figure 1.12	Représentation de la profondeur de pénétration	18
Figure 1.13	Schématisation de l'effet de proximité	19
Figure 1.14	Exemple de profils de durcissement de denture	21
Figure 1.15	Comparaison de distorsion de forme d'une demi-dent entre bi-fréquence (a) et simple fréquence (b)	28
Figure 2.1	Illustration justesse/fidélité d'une méthode de mesure	36
Figure 2.2	Illustration erreur vs incertitude de mesure	37
Figure 2.3	Définition flanc droit/gauche, numérotation.....	39
Figure 2.4	Direction selon le profil	40

Figure 2.5	Direction selon le flanc	41
Figure 2.6	Points de contrôle du pas sur le cercle primitif, par 1 point (a) ou par 4 points (b)	42
Figure 2.7	Écarts de pas	43
Figure 2.8	Écarts d'épaisseur de dent.....	44
Figure 2.9	Principe de fonctionnement du palpeur à contact dynamique	48
Figure 2.10	Étalonnage d'un palpeur à contact dynamique	49
Figure 2.11	Normale à la surface de mesure imposée par la surface nominale Tirée de Beaudoin (2006).....	50
Figure 2.12	Normale déterminée par une approximation de la surface réelle par les moindres carrés	50
Figure 2.13	Écart normal et écart tangentiel	51
Figure 2.14	Écarts entre deux points mesurés.....	52
Figure 2.15	Définition de l'écart entre avant et après induction	53
Figure 2.16	Dessin de définition « 1280 » simplifié	54
Figure 2.17	Roue « ATE »	56
Figure 2.18	Zones de mesures des roues « 1280 ».....	57
Figure 2.19	Zones de mesures des roues « ATE ».....	59
Figure 2.20	Système de référence pour la mesure des roues « 1280 ».....	64
Figure 2.21	Référentiel « ATE »	65
Figure 2.22	Palpeur utilisé.....	66
Figure 2.23	Positionnement du support des roues « 1280 » sur le marbre de la MMT.	68
Figure 2.24	Maintien en position de la roue « 1280 ».....	68
Figure 2.25	Mise et maintien en position roue « ATE »	69

Figure 2.26	Mesure de « l'angle de référence ».....	70
Figure 2.27	Extrait dessin de définition 1280 : tolérancement de la position de la denture entre les deux épaulements	71
Figure 2.28	Mesure des plans des roues « 1280 ».....	71
Figure 2.29	Pièce ATE - Référentiel de programmation.....	72
Figure 2.30	Exemple d'un essai de répétabilité	74
Figure 2.31	Recette A – Distorsions moyennes des flancs gauches mesurés sur la coordonnée Z3	77
Figure 2.32	Recette A – Distorsions moyennes des flancs droits mesurés sur la coordonnée Z3	77
Figure 2.33	Recette A – Distorsions moyennes des deux flancs mesurés sur la coordonnée Z3	78
Figure 2.34	Montage d'induction pour la roue « 1280 » (a) et la roue « ATE » (b)....	79
Figure 3.1	Déviation géométrique avant induction des roues PWK4, 8, 18 et 24 (mm).....	84
Figure 3.2	Recette A : Distorsions roue PWK3 (mm)	85
Figure 3.3	Recette B : Distorsions roue PWK8 (mm).....	86
Figure 3.4	Recette C : Distorsions roue PWK18 (mm).....	86
Figure 3.5	Recette D : Distorsions roue PWK24 (mm)	87
Figure 3.6	Points de mesure PS/PI.....	90
Figure 3.7	Distribution des distorsions du plan supérieur - lignes en creux de dents - recette A	91
Figure 3.8	Distribution des distorsions du plan supérieur - lignes en creux de dents - recette A	91
Figure 3.9	Distribution des distorsions induites par la recette A sur PS	92
Figure 3.10	Distribution des distorsions induites par la recette A sur PI.....	92
Figure 3.11	Points de mesure GPS/GPI	94

Figure 3.12	Distribution des distorsions du plan supérieur des groupes de dents - lignes en creux de dents - recette A	94
Figure 3.13	Distribution des distorsions du plan supérieur des groupes de dents - lignes coté creux de dents - recette A	94
Figure 3.14	Distribution des distorsions du plan supérieur des groupes de dents - lignes coté creux de dents - recette A	95
Figure 3.15	Distribution des distorsions du plan supérieur des groupes de dents - lignes coté creux de dents - recette A	95
Figure 3.16	Distribution des distorsions induites sur les lignes en creux de dents par la recette A sur GPS.....	96
Figure 3.17	Distribution des distorsions induites sur les lignes en creux de dents par la recette A sur GPI.....	96
Figure 3.18	Distribution des distorsions induites sur les lignes coté creux de dents par la recette A sur GPS.....	96
Figure 3.19	Distribution des distorsions induites sur les lignes coté creux de dents par la recette A sur GPI.....	96
Figure 3.20	Distribution des distorsions induites sur les lignes coté pleine dent par la recette A sur GPS.....	97
Figure 3.21	Distribution des distorsions induites sur les lignes coté pleine dent par la recette A sur GPI.....	97
Figure 3.22	Distribution des distorsions induites sur les lignes en pleine dent par la recette A sur GPS.....	98
Figure 3.23	Distribution des distorsions induites sur les lignes en pleine dent par la recette A sur GPI.....	98
Figure 3.24	Points de mesure RE	100
Figure 3.25	Distribution des distorsions des rayons extérieurs - recette A.....	100
Figure 3.26	Distribution des distorsions induites par la recette A sur les rayons extérieurs.....	101
Figure 3.27	Points de mesure des flancs	102

Figure 3.28	Distribution des distorsions de la ligne de flanc à mi-hauteur de denture - recette A.....	103
Figure 3.29	Distribution des distorsions de la ligne de profil sur le rayon primitif - recette A	103
Figure 3.30	Distribution des distorsions induites par la recette A sur la ligne de flanc a mi-hauteur de denture	104
Figure 3.31	Distribution des distorsions induites par la recette A sur la ligne de profil sur le rayon primitif.....	104
Figure 3.32	Comparaisons des distorsions moyennes des 4 recettes pour les zones PS et PI.....	106
Figure 3.33	Comparaison des distorsions moyennes des 4 recettes pour la zone GPS.....	107
Figure 3.34	Comparaison des distorsions moyennes des 4 recettes pour la zone GPI.....	107
Figure 3.35	Comparaison des distorsions moyennes des rayons extérieurs des 4 recettes	109
Figure 3.36	Comparaison des distorsions moyennes des flancs des 4 recettes	110
Figure 3.37	Comparaison des distorsions moyennes globales	111
Figure 3.38	Effet du revenu sur les zones PS et PI – lignes en creux de dents	113
Figure 3.39	Effet du revenu sur la zone GPS – lignes en creux de dents et en pleine dent.....	113
Figure 3.40	Effet du revenu sur les rayons extérieurs	114
Figure 3.41	Effet du revenu sur les zones flancs – lignes de profil et lignes de flanc	114
Figure 3.42	Extrait dessin de définition « 1280 » - tolérances des plans et du diamètre extérieur (dimensions en pouces).....	117
Figure 4.1	Plan d'expériences roues ATE.....	128
Figure 4.2	Vue en coupe de l'inducteur générique	130
Figure 4.3	Vue en coupe de l'inducteur spécifique.....	130

Figure 4.4	Profondeur durcie en pleine dent roue P3 (a) et roue P16 (b)	130
Figure 4.5	Profondeur durcie issue des mesures de	132
Figure 4.6	Profondeur durcie issue des mesures	132
Figure 4.7	Rappel des zones de mesures - roue « ATE ».....	133
Figure 4.8	Représentation graphique de la déformation de la.....	135
Figure 4.9	Représentation graphique des distorsions moyennes des 6 roues du plan d'expériences	140
Figure 4.10	Distorsions moyennes Flancs selon le profil à mi hauteur de dent - 1vs2.....	142
Figure 4.11	Distorsions moyennes Flancs selon la ligne de flanc à R = 62,4 mm - 1vs2.....	142

LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

AGMA	<i>American Gear Manufacturers Association</i>
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
ATE	Air Terre Équipement Inc.
CRIAQ	Consortium de recherche et innovation en aéronautique du Québec
HF	Haute fréquence
ISO	<i>International Organization for Standardization</i>
LOPFA	Laboratoire d'optimisation des procédés de fabrication aéronautique
MF	Moyenne fréquence
MMT	Machine à mesurer tridimensionnelle
PWC	Pratt & Whitney Canada
PWK	Pratt & Whitney Kalisz (Pologne)
TRC	Temps refroidissement continu
TTI	Traitement thermique par induction
UQAR	Université du Québec à Rimouski
VIM	Vocabulaire international de métrologie
PI	Plan inférieur
PS	Plan supérieur
PS_Dent	Plan supérieur de la denture
PS_Plat	Plan supérieur du plateau
GPI	Groupe de dents sur le plan inférieur

XXIV

GPS	Groupe de dents sur le plan supérieur
RE	Rayon extérieur
RI	Rayon Intérieur
R_Creux	Rayon en creux de dents
R_Dent	Rayon extérieur de la denture
R_Plat	Rayon extérieur du plateau

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

Ac1	Température de début de formation de l'austénite
Ac3	Température de fin de formation de l'austénite
B	Intensité du champ magnétique
F	Fréquence
F _m	Force magnétique
I	Intensité
Ms	<i>Martensite start</i>
Mf	<i>Martensite finish</i>
n	Nombre de valeur d'un échantillon
N	Vitesse de rotation
P	Puissance
q	Charge d'une particule
R	Résistance
s	Écart type d'un échantillon
S	Centre de la sphère étalon
u	Incertitude type
U	Incertitude élargie
v	vitesse
\bar{x}	Valeur moyenne d'un échantillon
x_i	i ^e valeur d'un échantillon
α	Phase ferritique
γ	Phase austénitique
δ	Profondeur de pénétration
μ_r	Perméabilité magnétique
ρ	Résistivité électrique
ω	Centre de la bille du stylet

Géométrie d'engrenages

b	Largeur de denture
h	Hauteur de dent
s	Épaisseur de dent
e	Intervalle de dents
m	Module
p	Pas de base
p _t	Pas tangentiel
C _b	Cercle de base
r _b	Rayon de base
α_p	Angle de pression
a_α	Arc de conduite

g_{α}	Longueur de conduite
ε_{α}	Rapport de conduite
J_n	Jeu de fonctionnement
x	Coefficient de déport
F_{α}	Erreur totale de profil
$f_{f\alpha}$	Erreur de forme de profil
$f_{H\alpha}$	Erreur d'inclinaison de profil
L_{α}	Longueur d'évaluation du profil
F_{β}	Erreur totale d'hélice
$f_{f\beta}$	Erreur de forme d'hélice
$f_{H\beta}$	Erreur d'inclinaison d'hélice
L_{β}	Longueur d'évaluation d'hélice
f_{pt}	Erreur individuelle de pas
F_{pk}	Erreur cumulée de pas
F_p	Erreur totale de division
s_n	Épaisseur de dent de référence au niveau du cercle primitif
s_{ni}	Limite inférieure de l'épaisseur de dent
s_{ns}	Limite supérieure de l'épaisseur de dent
T_{sn}	Tolérance d'épaisseur de dent

Unités

mm	millimètre
μm	micromètre
T	Tesla
N	Newton
Ω	Ohm
$^{\circ}\text{C}$	Degré Celsius
K	Kelvin
W	Watt
A	Ampère
s	seconde
C	Coulomb
Hz	Hertz
HRC	Dureté Rockwell échelle c
rpm	Révolution par minute

INTRODUCTION

De nos jours, la majorité des systèmes mécaniques sont soumis à de fortes contraintes de compétitivité, et se doivent d'être toujours plus performant, plus léger et moins couteux. Dans cette optique, le traitement thermique des aciers est devenu une étape indispensable dans l'élaboration de composantes mécaniques. Dans le cas des engrenages, un traitement thermique superficiel permet de durcir la surface de la denture plus ou moins profondément, tout en maintenant la dureté initiale à cœur. Ceci a pour effet d'améliorer les performances en service des pièces traitées, en augmentant la résistance au contact tout en assurant une bonne durée de vie en fatigue.

Dans l'industrie aéronautique, le procédé de traitement thermique superficiel le plus utilisé est la cémentation. Les normes aéronautiques étant drastiques, ce procédé a l'avantage d'être bien connu et maîtrisé. Mais il est couteux en énergie et demande une chauffe de plusieurs dizaines de minutes. De plus, il nécessite des quantités importantes de gaz dangereux et polluants, ainsi que des laques pour protéger les zones ne devant pas être traitées. Ces laques sont ensuite retirées avec des produits nocifs. Ceci pose un problème aujourd'hui. En effet, il paraît évident que tout secteur industriel doit s'orienter vers des procédés plus économiques en énergie et moins polluants. Le traitement thermique par induction se définit alors comme une très bonne alternative à la cémentation. Le temps de chauffe est très court, de l'ordre de quelques secondes, il n'y a pas d'utilisation de produits nocifs, et il est assez simple de l'insérer dans une chaîne de fabrication automatisée. Mais avant de pouvoir être utilisé de manière systématique dans l'industrie aéronautique, il doit être très bien maîtrisé.

Le principal inconvénient du traitement thermique par induction est sa complexité, du fait de son aspect multi physique. Ce procédé fait intervenir de nombreuses interactions entre les phénomènes électromagnétiques, thermiques, mécaniques et bien sûr métallurgiques. La prédiction de l'évolution des caractéristiques de la pièce traitée en termes de métallurgie, contraintes internes et déformations géométriques devient alors assez complexe. C'est

pourquoi un projet a été lancé dans le cadre du Consortium de Recherche et Innovation en Aérospatiale du Québec (CRFAQ). Son objectif est l'étude des différents aspects du traitement superficiel par induction, afin de mettre en place un outil de simulation numérique permettant de prédire le profil durci, les contraintes résiduelles, la durée de vie en fatigue et les distorsions induites d'une pièce traitée par induction. Plusieurs étudiants ont travaillé ou travaillent de concert sur les différentes thématiques de ce projet afin de le mener à bien.

L'étude présentée dans ce mémoire a pour objectif d'analyser les distorsions induites sur les engrenages à la suite d'une chauffe par induction suivie d'une trempe. L'enjeu est de taille. En effet, les engrenages traités thermiquement passent ensuite par une étape de rectification à cause des déformations induites. Cette étape est coûteuse puisqu'elle consiste en un usinage dans des tolérances serrées d'une denture qui vient de subir un durcissement à 60 HRC. Si l'induction permet de maîtriser et contrôler l'apparition des distorsions, il sera possible de réévaluer l'utilité de la rectification après le durcissement superficiel, mais aussi d'étudier les éventuels avantages que ces distorsions pourraient apporter pour le dimensionnement et le fonctionnement des engrenages.

Le premier objectif de cette recherche est la mise en place d'une méthode et d'un protocole de mesure possédant une incertitude suffisamment faible pour pouvoir détecter avec confiance les distorsions induites par le traitement. Le second objectif vise à qualifier la répétabilité des distorsions pour une recette d'induction donnée, appliquée sur une géométrie d'engrenage donnée. Enfin, le troisième objectif est d'étudier l'effet de différents paramètres d'induction sur les distorsions induites sur la pièce traitée. Les paramètres en question peuvent être aussi variés que le temps, la puissance et la fréquence de chauffe; la sévérité de la trempe, la présence ou non d'une préchauffe ou bien d'un revenu.

Ce mémoire est divisé en quatre chapitres. Le premier chapitre consiste en une revue de littérature, axée dans un premier temps sur la définition des bases géométriques d'un engrenage ainsi que de son fonctionnement, avant de poursuivre sur leur traitement

thermique superficiel, la formation des distorsions et enfin un aperçu des études déjà faites sur ce sujet. Le second chapitre a pour but de présenter la méthodologie mise en place. Les bases de la métrologie des engrenages sont tout d'abord exposées, avant de développer les principes importants du développement du protocole de mesure. Les deux derniers chapitres présentent les principaux résultats obtenus sur deux types de roues d'engrenage. Le chapitre III retransmet l'étude faite pour qualifier la répétabilité des distorsions sur une géométrie de roue simple, à denture droite, en développante de cercle, et ce pour différentes recettes d'induction. Le chapitre IV est consacré à une seconde étude, faite sur des roues de géométrie complexe. Différents paramètres d'induction sont étudiés afin d'évaluer leurs effets sur les déformations de la géométrie globale de la roue.

CHAPITRE 1

REVUE DE LA LITTERATURE

1.1 Principes de base sur les engrenages

1.1.1 Généralités

Un engrenage est un ensemble de deux roues dentées engrenant l'une avec l'autre. Les engrenages sont des pièces qui ont pour rôle de recevoir le mouvement de rotation d'un arbre et de le transmettre à un autre, avec éventuellement un changement de la vitesse de rotation dans un rapport donné (Cuisinier, 2012). Ils sont une solution de transmission de mouvement et de puissance très utilisée dans l'industrie car ils sont très résistants et durables. Ils sont normalisés par des normes internationales ISO, ce qui permet une interchangeabilité et rend plus économique la conception, la fabrication et le contrôle (Fanchon, 2008). Il existe plusieurs types d'engrenages, les engrenages droits ou coniques, à denture droite ou hélicoïdale. L'étude présentée ici se limite aux engrenages droits à dentures droites. La Figure 1.1 ci-dessous présente les symboles et le vocabulaire utilisés pour décrire une denture. Le « point primitif » (*pitch point*), est un point singulier du flanc sur lequel se rapportent certaines dimensions et mesures. Il se trouve au centre de la largeur de dent, sur le cercle primitif.

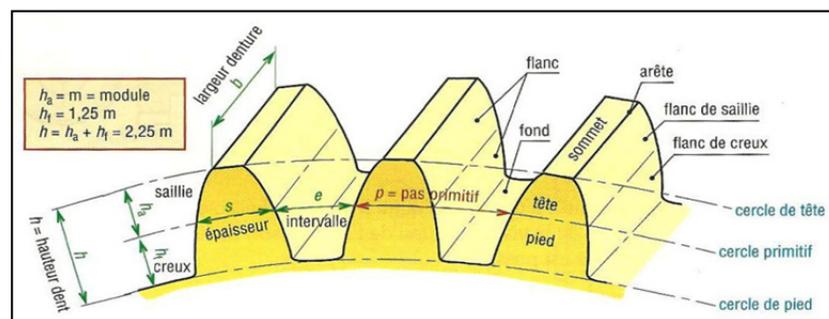


Figure 1.1 Symboles et vocabulaire pour décrire une denture
Tirée de Fanchon (2001)

1.1.2 Étude de l'engrènement idéal

La majorité des engrenages utilisent généralement le principe de l'engrènement des profils de dent par la développante de cercle. Ils apparaissent comme les plus appropriés et les plus performants tant du point de vue mécanique que du point de vue fabrication. Les profils des flancs de dent suivent la géométrie de la développante. Celle-ci est construite à partir du cercle de base (C_b). Elle correspond à la trajectoire d'un point M d'une droite tangente au cercle de base et qui roule sans glisser sur celui-ci. La condition suivante est alors vérifiée (cf. Figure 1.2) :

$$\overline{TM} = \text{arc}(TP) \quad (1.1)$$

Toutes les développantes issues d'un même cercle de base sont parallèles. L'intérêt de ces profils est qu'en considérant un engrènement (deux roues dentées en contact), ils sont dits conjugués, c'est-à-dire que pour tout point M du segment $[T_1 T_2]$ (cf. Figure 1.3) ceux-ci sont tangents en ce point. Il en résulte un mouvement d'une roue à l'autre sans à-coups et sans fluctuation du rapport de l'engrenage (Fanchon, 2008; ENS Cachan, 2003).

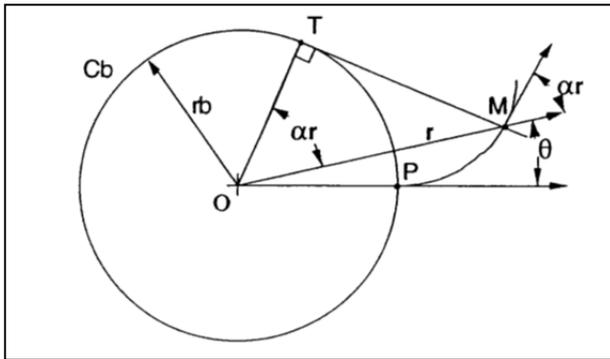


Figure 1.2 Définition d'une développante de cercle
Tirée de ENS Cachan (2003)

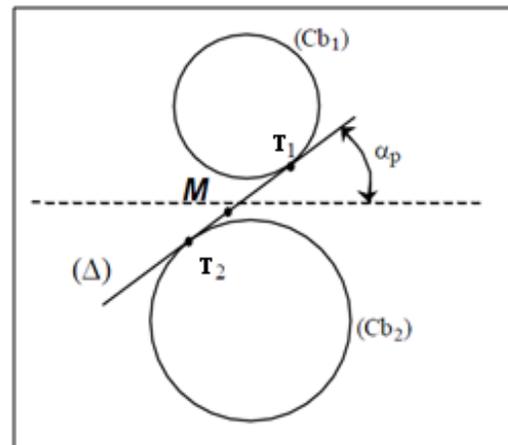


Figure 1.3 Illustration des profils conjugués
Adaptée de ENS Cachan (2003)

Le segment $[T_1 T_2]$ est appelé ligne d'engrènement ou ligne de pression. Comme l'illustre la Figure 1.3, cette ligne est tangente aux deux cercles de base et porte en permanence l'effort de contact s'exerçant entre les deux roues (Fanchon, 2008). Le point de contact M se déplace toujours sur cette ligne au cours du mouvement, et la tangente en M aux deux profils en contact est toujours perpendiculaire à cette ligne. L'angle de pression α_p définit l'inclinaison de la droite de pression. Cette caractéristique est elle aussi constante au cours du mouvement. La cinématique de l'engrènement comprend deux phases, illustrées sur la Figure 1.4 ci-dessous.

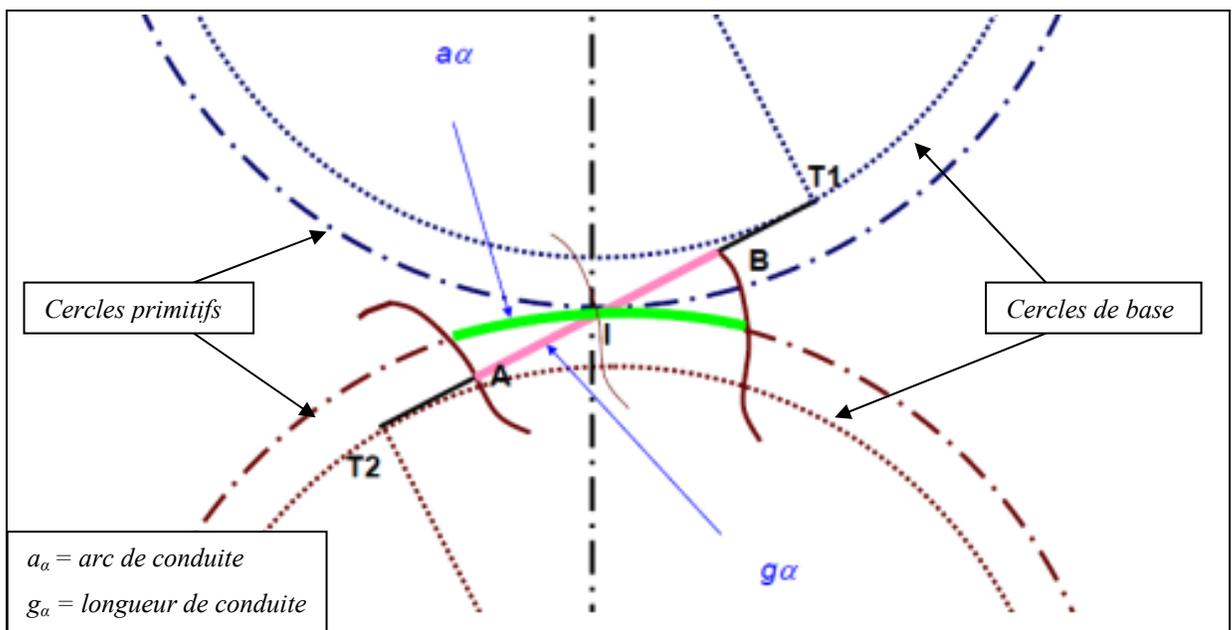


Figure 1.4 Cinématique de l'engrènement
Tirée de Bon *et al.* (2009)

La première phase est la phase d'approche, du point A (premier point de contact entre les deux dents) jusqu'au point I , puis la phase de retraite, du point I jusqu'au point B (dernier point de contact entre les deux dents). Afin d'assurer une continuité dans l'engrènement, il est indispensable que la longueur de conduite soit supérieure au pas de base. En pratique, la condition se traduit par l'équation 1.2 suivante :

$$\varepsilon_{\alpha} = \frac{g_{\alpha}}{p_b} > 1 \text{ avec } \varepsilon_{\alpha} \text{ le rapport de conduite} \quad (1.2)$$

À noter qu'il est intéressant de maximiser ce rapport de conduite. Un rapport supérieur à 1,3 assure l'existence d'une phase au cours de laquelle au moins deux dents sont en prise, ce qui permet de diminuer les efforts repris par chaque dent et améliore donc la durée de vie de la roue (Bon *et al.*, 2009). Un autre point important est le problème d'interférence. Lorsque le nombre de dents diminue, ou bien que le rayon de pied de dent est mal dessiné, il peut arriver que les sommets de dents d'une roue entrent en collision avec les creux de dents de l'autre roue de l'engrenage. S'il y a un jeu important entre les dents, la transmission n'est certes pas arrêtée, mais le contact s'effectue dans de très mauvaises conditions, donnant lieu à des variations de vitesse angulaire, à des vibrations intenses et à une usure très rapide. Si en revanche le jeu entre dents est nul ou faible, il se produit un coincement (Henriot, 2007). Certaines conditions géométriques sont donc à respecter pour éviter le problème d'interférence. Les conditions théoriques principales nécessaires à l'engrènement sont d'avoir deux roues de même module (et donc un pas de base et un angle de pression identiques) ainsi que des épaisseurs de dent et un entraxe favorisant un fonctionnement sans jeu.

1.1.3 Défauts des engrenages et corrections appliquées

En réalité, toutes les dents ne sont pas strictement identiques, en termes de forme et de dimensions. De plus, un engrenage présente irrémédiablement des défauts de positionnement d'une roue par rapport à l'autre, comme le parallélisme ou bien l'entraxe de fonctionnement. Toutes ces erreurs peuvent évidemment poser certains problèmes de fonctionnement. Des interférences entre les roues peuvent apparaître avec des erreurs sur l'épaisseur de dent, la forme de dent ou encore l'entraxe de fonctionnement. Les erreurs de forme des dentures et du montage de l'engrenage ont, elles, un effet sur la localisation du point de contact et la valeur maximale de la charge appliquée sur la dent. Il est possible que la charge se localise sur une

partie seulement du flanc, et cas plus gênant, qu'elle se localise sur une extrémité de la largeur de denture. Ces phénomènes ont bien sûr des effets néfastes sur la durée de vie de l'engrenage.

Pour pallier à cela, plusieurs solutions sont couramment utilisées lors de la conception d'engrenages. La première consiste à prévoir un « jeu de fonctionnement », illustré sur la Figure 1.5 ci-dessous. Ce jeu n'est pas mauvais en soit puisqu'il va permettre une bonne lubrification et éviter le blocage, par exemple lors de fonctionnement avec des variations de température. Il peut être modifié par l'ajustement de l'entraxe de l'engrenage, une modification de l'épaisseur de dent, ou bien un déport de denture.

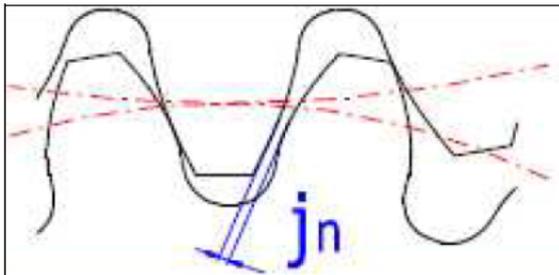


Figure 1.5 Jeu de fonctionnement
Tirée de Sellami (2010)

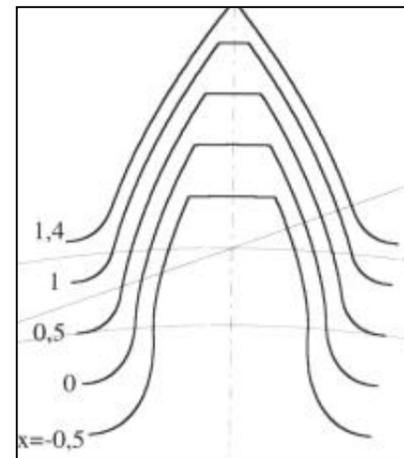


Figure 1.6 Effet du coefficient de déport x sur la géométrie de dent
Tirée de ENS Cachan (2003)

Le déport de denture, caractérisé par le coefficient de déport x , est considéré pour l'ensemble des roues constituant un engrenage. Il consiste à modifier la distance relative entre l'outil de coupe des dents et la roue, ce qui a pour effet de modifier géométriquement la denture. Soit celui-ci est opposé pour chaque roue de l'engrenage, et dans ce cas l'entraxe reste le même, soit l'entraxe de fonctionnement doit être recalculé. La Figure 1.6 ci-dessus présente l'effet

de différentes valeurs du déport sur la géométrie d'une dent. Un déport positif aura pour effet d'augmenter l'épaisseur de dent ainsi que le diamètre extérieur, tandis qu'un déport négatif diminuera ce diamètre et creusera les creux de dents. Il est donc possible, en jouant sur ce paramètre, de modifier considérablement la géométrie de la dent, sans générer de surcoût puisque l'outil reste le même et que seul son réglage vis-à-vis de la roue à tailler change.

Pour ce qui est des problèmes liés à la localisation de l'effort de transmission, les modifications couramment apportées à une géométrie de denture sont les corrections de forme. Elles consistent en des modifications intentionnelles de la géométrie telles que le changement de l'angle de profil ou d'hélice ou bien l'ajout d'un bombé longitudinal. Ceci va permettre de placer la charge au centre du flanc de dent, mais il ne doit en aucun cas être exagéré sous peine d'augmenter considérablement cette charge (Henriot, 2007). Ces corrections sont définies par le bureau d'étude et permettent d'optimiser le comportement sous charge des engrenages (Vanoverberghe, 2008). Il est donc important de garder à l'esprit qu'une déformation des flancs de dents n'est pas obligatoirement préjudiciables, du moment qu'elle est connue et maîtrisée.

Lié à cette dernière problématique, un article de S.Li (2007) propose une méthode de calcul précise des contraintes de contact et de flexion en prenant en compte les effets des défauts et les corrections de forme les plus courants. Pour cela le programme développé permet de modéliser les paires de points de contact entre dents en fonction de ces différents défauts et modifications de profil. Un modèle 3-D de calcul par éléments finis et une programmation mathématique permettent ensuite de calculer les contraintes en question. Le calcul des contraintes de contact et de flexion pour une paire d'engrenage droit a été fait pour 6 cas de figures prenant en compte les défauts d'usinage, d'assemblage, et les modifications de dent. Les conclusions principales sont les suivantes :

- Les erreurs d'alignement ont tendances à modifier la répartition de la contrainte, sans pour autant augmenter significativement la contrainte de contact;

- Le désalignement dans le plan d'action et le bombé du profil sont les plus influents dans l'augmentation de la contrainte de flexion critique;
- Les modifications du profil, qu'elles soient volontaires (bombé de surface) ou non (erreur d'usinage), entraînent une augmentation importante de la contrainte de contact;
- Un bombé de profil de 15 μm augmente la contrainte de contact maximale de 25 % et la concentre sur le centre de la dent.

La valeur et la position de l'effort de transmission d'un engrenage sont donc très sensibles à la forme de la denture. Ces paramètres sont par ailleurs prépondérant pour le calcul de la durée de vie d'un engrenage, que ce soit vis -à-vis du contact ou du comportement en fatigue. La maîtrise et le contrôle dimensionnel et géométrique des flancs de dent sont donc des éléments essentiels pour l'optimisation du fonctionnement d'un engrenage. Cette solution technologique est certes une des meilleures pour la transmission de mouvement et de puissance, mais elle nécessite une étude poussée. De nombreux paramètres sont à prendre en compte : géométrie de base de la denture, déport et corrections de formes à apporter, et enfin tolérance de toutes ces dimensions. Il faut alors trouver le meilleur compromis afin de répondre au mieux à l'utilisation voulue. Il est par ailleurs très important de maîtriser le contrôle dimensionnel des engrenages, puisque tous ces paramètres sont calculés précisément afin d'optimiser le fonctionnement.

1.2 Traitement de surface

De la même façon qu'il est nécessaire d'apporter des modifications de forme des dentures afin d'optimiser la répartition des efforts de contact, il est souvent nécessaire de réaliser des traitements thermiques sur les pièces fabriquées afin de leur permettre de mieux résister à ces

efforts. Dans le cas des engrenages, il est en général primordial de durcir la surface de la denture, afin de résister aux efforts de contact tout en gardant une certaine ductilité à cœur. Le durcissement superficiel consiste à durcir la surface grâce à des variations de composition chimique, des déformations plastiques ou encore des changements de phases du matériau. Ceci a pour effet de créer des contraintes résiduelles de compression en surface qui sont avantageuses pour la résistance aux efforts, mais impliquent aussi l'apparition de distorsions qui peuvent être pénalisantes pour la cinématique d'engrènement. Plusieurs procédés permettent le durcissement de surface : le grenailage, la cémentation, la carbonituration, et l'induction. Ce dernier procédé est l'objet de ce projet. Il consiste à faire chauffer la pièce par effet Joule grâce à des courants induits. Parmi ses principaux avantages, citons la rapidité de traitement (quelques secondes), la facilité d'automatisation, la possibilité de « jouer » avec les paramètres afin de contrôler le profil durci. Enfin, c'est un procédé dit « vert » puisqu'il n'y a aucune nuisance environnementale mise à part la consommation d'électricité.

1.2.1 Cycle du traitement de surface et aspects métallurgiques

Le but du traitement thermique superficiel des aciers est de faire apparaître une phase dure de martensite en surface afin d'en améliorer certaines caractéristiques mécaniques. La première étape consiste à chauffer la zone à traiter au delà de la température d'austénitisation A_{c3} (cf. Figure 1.7), spécifique à chaque acier. La structure de l'acier devient alors cubique face centrée (fer γ) avec des atomes de carbone en solution solide. Ensuite, un refroidissement suffisamment rapide entraîne une transformation allotropique de l'acier qui permet d'obtenir une phase métastable appelée martensite. Au cours de cette transformation, les atomes de carbone restent emprisonnés dans le réseau qu'ils distordent fortement ce qui augmente la dureté. La structure cristalline devient quadratique centrée, ce qui entraîne une augmentation de volume. La vitesse de refroidissement joue un rôle important. Si celle-ci est trop faible de la bainite, de la perlite ou de la cémentite peuvent se former selon les éléments d'alliages de l'acier (cf. Figure 1.8) entraînant des duretés moins élevées. Pour l'acier 4340, si l'on veut obtenir uniquement de la martensite, la vitesse de refroidissement doit être supérieure à la

vitesse critique de trempe. C'est-à-dire que la courbe de refroidissement depuis la température d'austénitisation ne doit pas traverser le domaine de formation de la bainite (cf. Figure 1.8). Lors du refroidissement, l'austénite se transforme en martensite à partir de la température M_s (*Martensite Start*). Le taux de martensite continue d'augmenter avec la diminution de la température de trempe jusqu'à la température M_f (*Martensite Finish*) en-dessous de laquelle on ne formera pas de martensite supplémentaire (Duband, 2009; Puichaud, 2008).

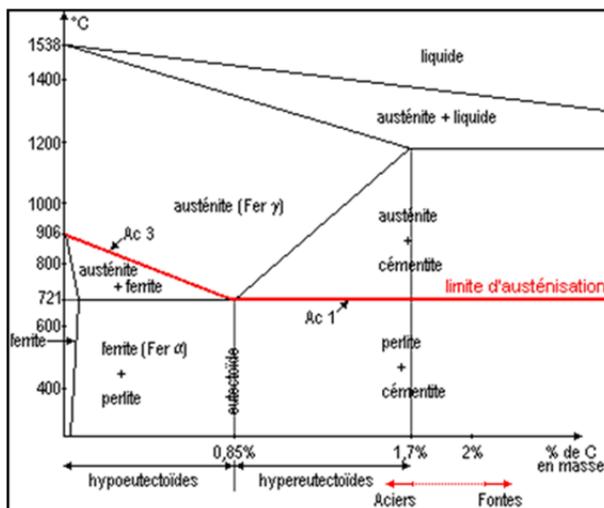


Figure 1.7 Diagramme fer-carbone
Tirée de Palu *et al.* (2001)

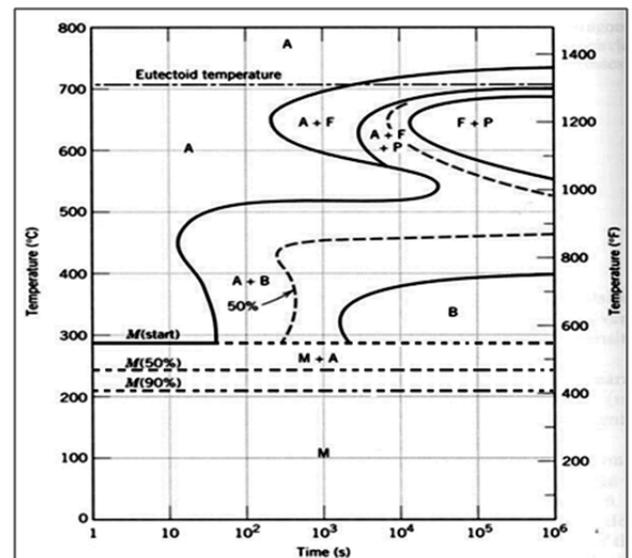


Figure 1.8 Diagramme TRC de l'acier 4340
Tirée de Callister (2008, p. 424)

1.2.2 Contraintes résiduelles et distorsions

Les contraintes résiduelles sont des contraintes existantes dans un solide sans imposer de chargement externe. Le forgeage à froid, les changements de phase lors des traitements thermiques, les gradients de température au chauffage ou au refroidissement sont des exemples de facteurs pouvant créer des déformations plastiques et donc des contraintes internes (Haimbaugh, 2001). La Figure 1.9 ci-dessous rappelle les effets et les couplages dans la genèse des contraintes internes au cours d'un traitement thermique.

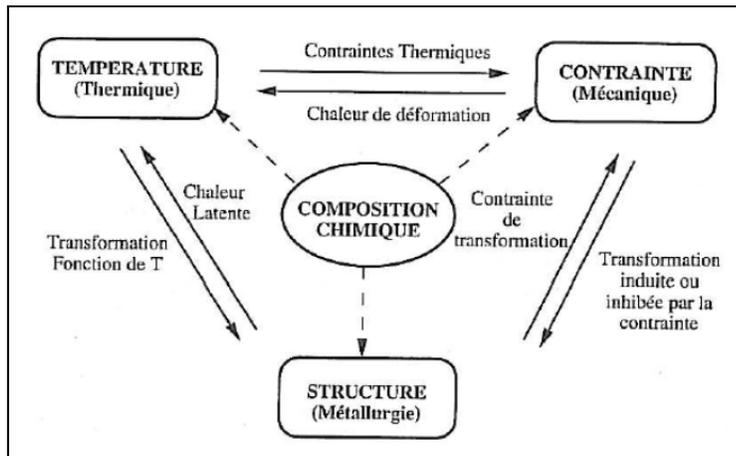


Figure 1.9 Interactions thermiques, mécaniques et métallurgiques lors des traitements thermiques
Tirée de Denis (2007)

Il est intéressant de remarquer que dans un sens les contraintes sont dues à la transformation, mais elles ont aussi une influence sur la transformation. Les contraintes internes présentes avant le traitement thermique influencent donc les distorsions induites au chauffage et au refroidissement. Ces contraintes peuvent être de compression ou de tension. Le bénéfice majeur d'éliminer les contraintes résiduelles dans une pièce est d'éliminer les changements dimensionnels qu'elles impliquent durant la fabrication. Par contre, il y a un bénéfice intéressant à former des contraintes résiduelles de compression en surface, qui est l'amélioration de la tenue en fatigue par l'augmentation de la résistance aux fissures. Des contraintes de tension en surface sont généralement indésirables car elles fragilisent la pièce et augmentent les risques de fissure au refroidissement. De même, des contraintes de tension trop importantes à l'intérieur de la pièce favorisent l'apparition de fissures internes (Denis, 2007). La Figure 1.10 ci-dessous présente le type de profil de contraintes résiduelles qu'il est intéressant d'obtenir suite à un traitement superficiel.

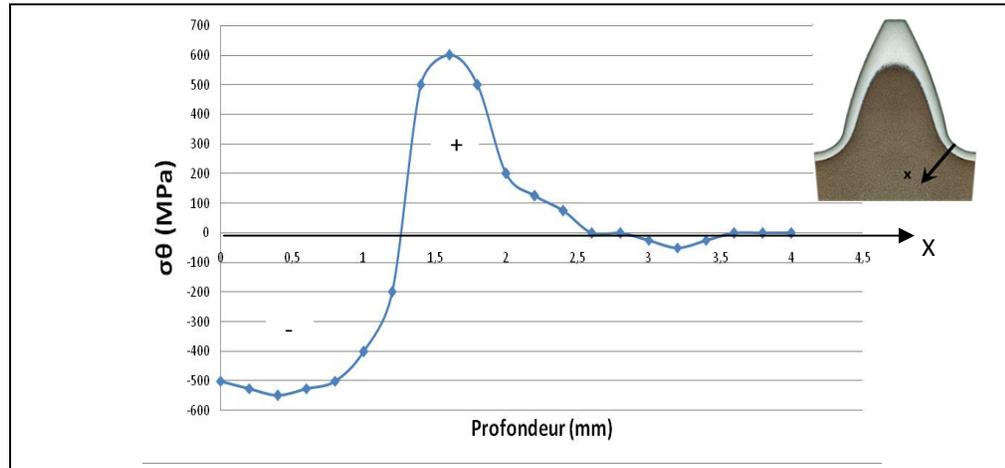


Figure 1.10 Profil de contraintes résiduelles en creux de dent

Il est fort probable que ces contraintes résiduelles de surface s'accompagnent de distorsions géométriques. Un des objectifs du traitement sera donc de créer des contraintes résiduelles de compression en surface de la pièce, tout en gardant un niveau de distorsion raisonnable. Une distorsion peut être définie comme un changement géométrique irréversible et habituellement imprévisible d'une pièce au cours d'un traitement thermique. Le terme « changement dimensionnel » est utilisé pour signifier des changements de taille et de forme. Comme l'illustre la Figure 1.9, il existe plusieurs relations de cause à effet régissant la formation de contraintes internes. Ces contraintes impliquent des distorsions dès lors qu'elles sont supérieures à la limite élastique du matériau. Dans le cas d'un traitement thermique par induction, les distorsions sont dues d'une part à une contrainte d'origine thermique, causée par les gradients de température au chauffage et au refroidissement, et d'autre part à une contrainte créée par le changement des phases. En effet, l'apparition de la martensite donne une maille moins dense, d'où une augmentation de volume, des contraintes internes et des distorsions. La Figure 1.11 ci-dessous illustre l'évolution volumique de l'acier au cours d'un traitement thermique.

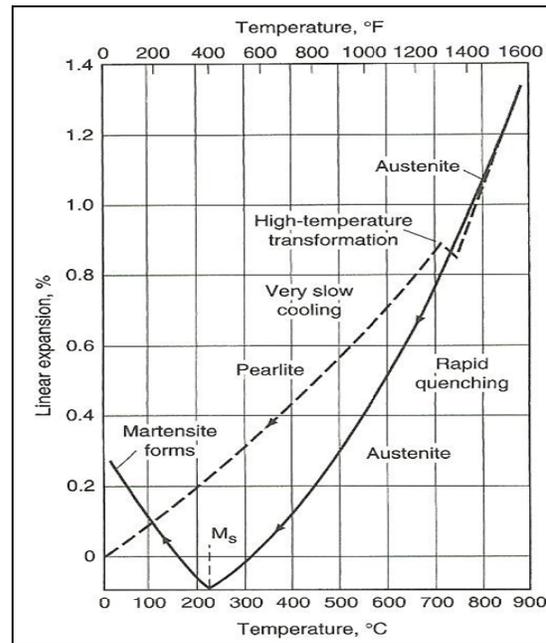


Figure 1.11 Expansion et contraction d'un acier au cours d'un traitement thermique de chauffe et refroidissement
Tirée de Totten *et al.* (1997, p. 255)

Lors du chauffage d'un acier, le volume augmente jusqu'à la transformation en austénite, où le volume diminue légèrement suite à la transformation allotropique. Par la suite, lorsque la pièce est refroidie rapidement, son volume commence par diminuer jusqu'à la transformation martensitique, où celui-ci augmente à nouveau de façon assez brusque. La Figure 1.11 montre bien qu'après le retour à la température ambiante, le volume final est supérieur au volume d'origine, d'où les contraintes résiduelles et les distorsions. Les distorsions sont aussi influencées par l'état du matériau avant induction. Celui-ci dépend entre autres des propriétés du matériau, de sa qualité et de son homogénéité, du procédé d'obtention de la géométrie qui peut engendrer différentes distributions et niveaux de contraintes résiduelles, et enfin de la géométrie en elle-même (Totten *et al.*, 1997). Idéalement, la pièce ayant subi le traitement thermique par induction doit rester dans ses limites dimensionnelles malgré les distorsions (Haimbaugh, 2001). Il est donc nécessaire de vérifier l'ordre de grandeur de ces distorsions. Suivant la pièce traitée ainsi que ses tolérances, les distorsions ne seront pas forcément

problématiques. Dès lors où le risque de dépassement des tolérances dimensionnelles lié aux distorsions existe, il est important de qualifier leur répétabilité afin d'évaluer leur influence vis-à-vis des tolérances dimensionnelles de la pièce.

1.3 Le durcissement superficiel par induction

1.3.1 Principe de fonctionnement du chauffage par induction

Le chauffage par induction utilise deux principes : l'induction électromagnétique et l'effet Joule. Le principe d'induction électromagnétique permet de réaliser le transfert de puissance entre l'inducteur et la pièce à traiter. Lorsque qu'un corps conducteur (ici l'inducteur) est traversé par un courant alternatif, il en résulte un champ magnétique dans le milieu environnant, variant à la même fréquence que le courant circulant dans l'inducteur. Selon la loi de Lenz, si un corps conducteur électrique est placé dans ce champ magnétique variable, alors il en résulte des courants de Foucault induit à l'intérieur de ce corps. Leur direction et leur sens s'oppose à la cause qui leur a donné naissance (ici le courant circulant dans l'inducteur) mais la fréquence reste identique. La pièce ainsi soumise à ces courants de Foucault va alors chauffer par effet Joule selon l'équation 1.3 ci-dessous.

$$P = R \cdot I^2$$

avec $\left\{ \begin{array}{l} P \text{ la puissance dissipée en Watt} \\ R \text{ la résistance électrique en Ohm} \\ I \text{ le courant induit efficace en Ampère} \end{array} \right.$ (1.3)

La valeur maximale de la densité de courant sera toujours située à la surface de la pièce chauffée. En effet, lorsque le courant initiateur est alternatif, la densité de courant décroît depuis la surface vers le centre de la pièce. Ainsi, il n'y a aucun courant sur l'axe de symétrie de la pièce. Ce phénomène est appelé « l'effet de peau ». Il est caractérisé par la profondeur de pénétration δ , et est illustré par Figure 1.12 ci dessous.

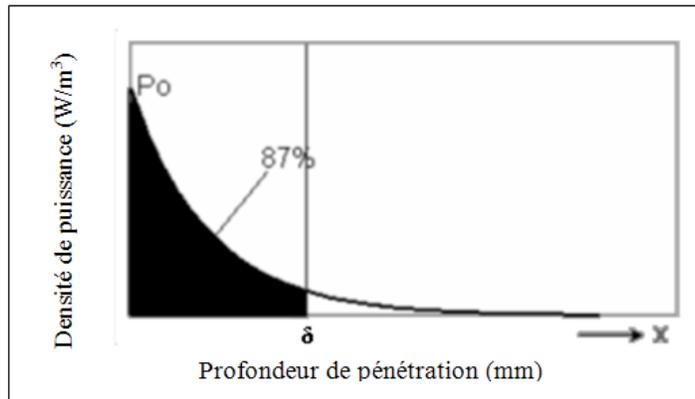


Figure 1.12 Représentation de la profondeur de pénétration
Adaptée de Callebaut (2006)

Cette profondeur δ est définie comme l'épaisseur de la couche superficielle dans laquelle circule 87 % de la puissance générée. Elle est définie par l'équation 1.4 ci-dessous :

$$\delta = 503. \sqrt{\frac{\rho}{\mu_r \cdot F}} \quad (1.4)$$

avec $\left\{ \begin{array}{l} \rho \text{ la résistivité électrique du matériau en } \Omega \cdot m \\ \mu_r \text{ la perméabilité magnétique relative} \\ F \text{ la fréquence en Hz} \end{array} \right.$

Il apparaît que la profondeur de pénétration dépend des paramètres du matériau (ρ et μ_r) qui dépendent de l'intensité du champ magnétique (B) et de la température, donc évoluent au cours du traitement. Elle dépend aussi de la fréquence qui devient alors un levier de contrôle intéressant. De plus, la profondeur de pénétration est inversement proportionnelle à la perméabilité magnétique. Pour des matériaux non magnétiques comme le cuivre ou l'aluminium, $\mu_r = 1$, tandis que pour des matériaux ferromagnétiques μ_r est beaucoup plus élevé, ce qui signifie que la pénétration sera donc beaucoup moins importante. Ceci implique aussi que lorsque la température dépassera le point de Curie du matériau et qu'il deviendra alors brutalement non magnétique, une forte augmentation de la profondeur de pénétration sera observée (Rudnev *et al.*, 2003; Blut, 2006; Haimbaugh, 2001; Callebaut, 2006).

1.3.2 Les effets électromagnétiques

1.3.2.1 Effet de proximité

Dans le cas de l'utilisation de l'induction pour chauffer une pièce, l'effet de proximité se traduit par le fait que le courant induit tend à circuler au plus proche du courant inducteur. Il correspond en fait à la force de Lorentz donnée par la formule suivante :

$$F_m = q \cdot \vec{v} \times \vec{B}$$

avec $\left\{ \begin{array}{l} q \text{ charge de la particule en Coulomb} \\ F_m \text{ force magnétique en Newton} \\ v \text{ vitesse de la particule en } m \cdot s^{-1} \\ B \text{ flux magnétique en Tesla} \end{array} \right.$ (1.5)

La Figure 1.13 ci-dessous illustre ce phénomène :

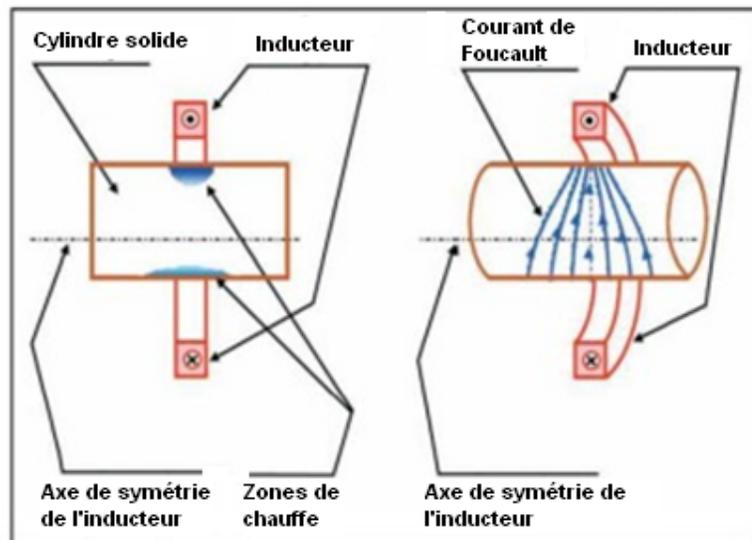


Figure 1.13 Schématisation de l'effet de proximité
Adaptée de Blut (2010)

Plus la pièce est éloignée de l'inducteur, moins les courants sont concentrés, d'où une efficacité moindre car la pénétration sera moins importante. Ceci illustre l'importance du couplage, qui est la distance qui sépare l'inducteur de la pièce à traiter. Il faut en retenir qu'un couplage faible entre la pièce et l'inducteur sera plus efficace pour une chauffe localisée et une bonne pénétration (Rudnev *et al.*, 2003; Blut, 2010).

1.3.2.2 Effet de bord

Sur les extrémités d'une pièce traitée par induction, une distorsion du champ magnétique génère l'effet de bord. Le flux magnétique total de la partie centrale de la pièce traitée est égal à la composante axiale de ce flux, les lignes de champ étant quasiment parallèles à l'axe de la pièce, la composante radiale est négligeable. Mais à l'extrémité de la pièce, les lignes de champ se courbent et le flux magnétique total correspond alors à la somme des composantes radiales et axiales. Le flux magnétique est alors plus important, donc la densité de courant induit y est aussi plus importante, d'où une chauffe plus importante de cette partie de la pièce. De plus, si la fréquence augmente, le champ magnétique va se concentrer davantage sur les bords de la pièce. La courbure va alors augmenter, la composante radiale aussi, ce qui va donc accentuer l'effet de bord (Blut, 2010).

1.3.3 Profils durcis et effets des différents paramètres d'induction

Le développement d'une recette d'induction consiste à rechercher une combinaison de paramètres permettant d'obtenir le type de durcissement souhaité. Il est possible d'obtenir différents profils (cf. Figure 1.14) de durcissement : durcissement spécifique des flancs ou des creux de dent, durcissement de contour, durcissement complet des dents, et durcissements intermédiaires. Pour cela, il est possible de passer par différentes recettes et donc différents « chemins thermiques ». Ceci aura pour effet de donner des microstructures, des niveaux de durcissement, des contraintes résiduelles et donc probablement des

distorsions différentes. Il devient donc utile d'étudier ces différentes recettes afin de pouvoir optimiser ce procédé de durcissement en fonction des caractéristiques voulues.

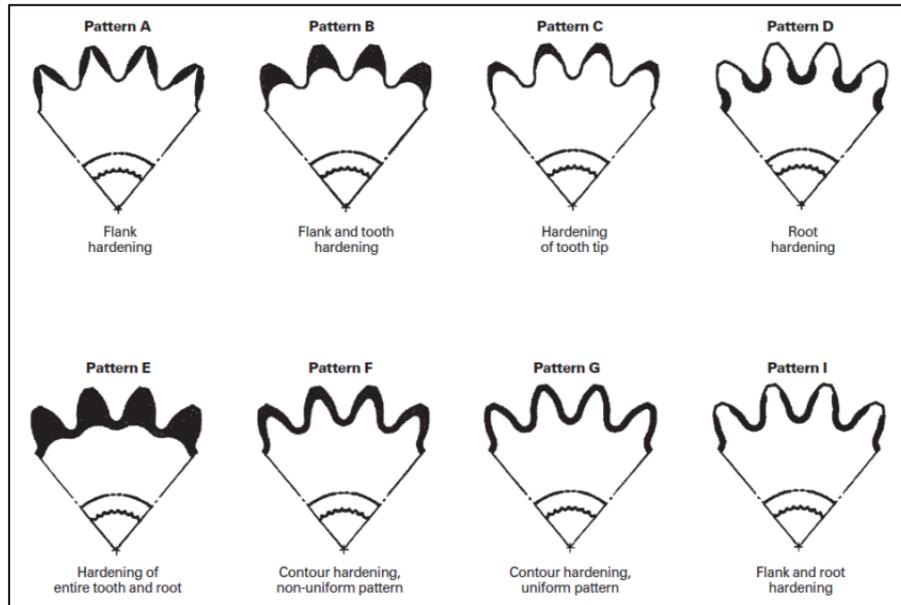


Figure 1.14 Exemple de profils de durcissement de denture
Tirée de Rudnev *et al.* (2003b)

Les principaux paramètres qu'il est possible d'ajuster sont les suivants :

- Couplage

Le couplage est la distance entre le diamètre extérieur de la pièce traitée et le diamètre intérieur de l'inducteur. La variation de celui-ci influence les paramètres électriques tels la fréquence et le courant. En effet la fréquence est liée à l'inductance du couple roue/inducteur, plus le couplage est grand, plus l'inductance est grande et plus la fréquence diminue. Pour ce qui est du courant, le champ magnétique décroît avec le carré du couplage, donc pour avoir une même puissance en surface de la pièce il faudra un courant plus élevé si le couplage augmente. En conséquence, le couplage influence le profil de dureté. Du fait des effets de bords et de peau, un couplage faible permettra de traiter la pièce plus en profondeur avec un courant plus faible. Il est donc préférable de minimiser ce paramètre (Blut, 2010).

- Fréquence

Il a été vu plus haut que la fréquence influence directement la profondeur de pénétration. Une fréquence faible aura tendance à chauffer en profondeur, tandis qu'une fréquence élevée va plutôt chauffer la « peau » de la pièce traitée. Appliquées aux engrenages, ces propriétés signifient qu'une chauffe HF (Haute Fréquence) va concentrer la chauffe sur le haut des dents, tandis qu'une chauffe MF (Moyenne Fréquence) va permettre de chauffer plus particulièrement les creux de dents.

- Temps / Puissance

Le couple temps puissance est à optimiser afin d'apporter suffisamment d'énergie à la pièce pour obtenir la profondeur durcie voulue mais sans provoquer de fonte de celle-ci. Une chauffe longue à faible puissance peut donner le même profil de durcissement qu'une chauffe courte à forte puissance. Mais les gradients de température seront différents et affecteront les contraintes résiduelles, les distorsions et éventuellement la microstructure finale.

- Microstructure initiale

La microstructure initiale d'une pièce induite, et notamment sa dureté, ont une importance fondamentale. En effet, la reproductibilité du profil durci dépend de l'homogénéité de la microstructure de base et de la composition chimique de l'acier (Rudnev *et al.*, 2003). Selon Rudnev *et al.* (2003, b) une microstructure « favorable » est composée d'une structure fine et homogène trempée revenue avec un durcissement compris entre 30 et 34 HRC. D'après lui, cette microstructure permet d'obtenir un durcissement et une profondeur durcie plus importants qu'avec une microstructure initiale composée de ferrite/perlite. Misaka *et al.* (1997) précisent qu'un matériau composé principalement de ferrite est difficile à austénitiser par induction car les temps de chauffe sont très courts, et les carbures n'ont pas le temps de se diffuser dans l'austénite pour assurer la dureté de la martensite.

- Préchauffe

Certaines recettes d'induction comprennent plusieurs phases de chauffe. Une préchauffe permet d'augmenter la température de la pièce, à une température inférieure à la température de transformation austénitique, en certaines zones spécifiques (fonction de la fréquence utilisée). La préchauffe est suivie d'un temps de diffusion ce qui permet d'uniformiser la température avant de réaliser la chauffe finale. Ceci a encore une fois un effet sur les gradients thermiques observés et donc sur les résultats du durcissement.

- Vitesse de refroidissement

Il a été vu à la section 1.2.1 que la vitesse de refroidissement doit être suffisamment rapide pour qu'il puisse y avoir formation de martensite. L'acier 4340 possède une bonne trempabilité. C'est-à-dire que la vitesse critique de trempe est relativement faible, au point qu'un refroidissement à l'air est suffisant. Mais il est aussi possible de refroidir la pièce de façon plus brutale en utilisant par exemple une douche de trempe, qui refroidit la pièce avec de l'eau. Des vitesses de refroidissement intermédiaires sont aussi réalisables notamment en additionnant du polymère à l'eau, et en ajustant le pourcentage de celui-ci. Ce paramètre définit la sévérité de trempe. Il n'est pas prépondérant pour s'assurer de former de la martensite dans un acier 4340. En revanche, la différence de refroidissement entre une trempe à l'eau et une trempe à l'air se répercute dans les gradients thermiques subis par la pièce. Les gradients thermiques ont une interaction avec les contraintes internes (cf. Figure 1.9). Une modification de la sévérité de trempe aura donc un effet sur les contraintes internes, et donc sur les déformations géométriques de la pièce.

- Revenu

Un revenu correspond à un ou plusieurs chauffages à une température inférieure à A_{c1} (cf. Figure 1.7) effectués sur une pièce durcie par trempe. En général, son but est de permettre la diffusion du carbone et éventuellement du fer et des éléments d'alliage de façon à faire évoluer la structure obtenue après trempe vers un état plus proche de l'équilibre (Duband, 2009). Il est possible de distinguer l'équilibre mécanique, obtenu par élimination des

contraintes internes, et l'équilibre physico-chimique, obtenu par décomposition des constituants hors équilibre comme la martensite. Un revenu à basse température aura plutôt tendance à relaxer les contraintes internes sans affecter considérablement la dureté. En revanche, un revenu à plus haute température provoque des transformations au sein de la microstructure et les différentes caractéristiques du matériau sont affectées. Le revenu devient alors un traitement de compromis pour obtenir les caractéristiques mécaniques souhaitées. Peu importe le type de revenu, celui-ci a un effet sur les contraintes résiduelles, et donc potentiellement sur les distorsions. Il est important de le prendre en considération dans le développement d'une recette d'induction.

Il y a donc de nombreux paramètres variables lors d'un traitement thermique par induction, et il est intéressant d'étudier l'effet de leur variation sur les distorsions induites.

1.4 Distorsions des engrenages durcis par induction

Cette section présente des articles pertinents sur la problématique des distorsions et surtout qui les quantifient. Le but est d'obtenir une idée de l'ordre de grandeur et des tendances des distorsions induites par un traitement thermique par induction sur une roue d'engrenage.

Dès 1979, Fujio *et al.*, dans leur 3^e rapport sur le durcissement par induction des engrenages, se sont concentrés sur l'étude des distorsions et des contraintes résiduelles sur une roue dentée en S45C, durcie par induction avec une recette en MF. L'engrenage utilisé a un diamètre primitif de 182mm, et une dimension axiale de 150mm. Les mesures des diamètres de tête pour toutes les paires de dent diamétralement opposées ainsi que les hauteurs de dent ont été faites avec un micromètre. Ces mêmes dimensions ont aussi été calculées théoriquement en prenant en compte les changements de volume dus aux changements de phases. Les résultats expérimentaux présentés montrent des distorsions de l'ordre de 0,2 à 0,3 mm pour le diamètre extérieur, et de l'ordre de 0,1 à 0,2 mm pour la hauteur de dent. Il est à noter que la résolution des graphiques présentés est de 0,1mm. Il est donc difficile d'en tirer

une valeur réellement représentative, d'autant plus que l'incertitude de mesure n'est pas précisée. Mais cet article permet d'avoir une première idée de l'ordre de grandeur des distorsions induites par l'induction sur un engrenage.

En 1997, Misaka *et al* présentent un procédé, Micropulse®, qui est un traitement d'induction bi-fréquence. L'article compare cette méthode à un traitement d'induction classique (utilisant uniquement la HF) et à la cémentation, en termes de dureté (profondeur et niveau atteint), contraintes résiduelles en surface et distorsions. Le Tableau 1.1 ci-dessous présente les résultats de cette comparaison. Les distorsions présentées sont l'erreur de profil de dent, l'erreur d'alignement total et l'erreur de battement. La méthode de mesure utilisée n'est pas précisée, ni comment sont obtenues ces valeurs (moyenne ou médiane). En revanche, l'incertitude est exprimée à chaque point de mesure.

Tableau 1.1 Comparaison entre induction conventionnelle, bi-fréquence et cémentation
Adapté de Misaka (1997)

	Durcissement de contour par induction	Durcissement par induction « conventionnel »	Cémentation
Cycle du traitement			
Profil durci			
Contrainte résiduelle	-680 N/mm ²	-182 N/mm ²	-290 N/mm ²
Distorsion			

L'utilisation de la bi-fréquence permet de réaliser un durcissement de « contour » (et non un « through hardening »), et offre les contraintes résiduelles les plus intéressantes en surface et ce pour des distorsions deux fois moins importantes que la cémentation ou le traitement par induction conventionnel. Pour ce qui est de l'ordre de grandeur des distorsions, la bi-fréquence donne des distorsions inférieures à 5 μm tandis que la mono fréquence et la cémentation donnent des distorsions de l'ordre de 5 à 10 μm . La suite de l'article est une comparaison de différentes recettes utilisant la bi-fréquence développées pour des

échantillons avec une microstructure de base différente. Les trois microstructures étudiées sont composées d'une matrice de perlite avec respectivement 10 %, 32 % et 45 % de ferrite, et donc une dureté initiale qui diminue avec l'augmentation du taux de ferrite. Les résultats, présentés dans le Tableau 1.2, montrent qu'un taux de ferrite élevé donne des distorsions plus grandes que celles obtenues sur l'échantillon possédant un taux de ferrite plus faible, pour des contraintes de compression plus faible en surface. En conséquence, une dureté initiale importante est favorable à la réduction des distorsions et à la formation de contraintes résiduelles de compression.

Tableau 1.2 Effet de la microstructure initiale lors d'un traitement d'induction
Adapté de Misaka (1997)

	Ferrite (10 %) + Perlite	Ferrite (35 %) + Perlite	Ferrite (45 %) + Perlite
Cycle du traitement			
Profil durci			
Contrainte résiduelle	-680 N/mm ²	-408 N/mm ²	-205 N/mm ²
Distorsion			

En 1999, Inoue *et al.* ont publié un article sur la simulation d'un procédé double fréquence pour le traitement d'un engrenage pour lequel ils modélisent la distorsion de dent. La distorsion de forme d'une demi-dent calculée par simulation est présentée sur la Figure 1.15, après un traitement par induction simple fréquence (a) et double fréquence (b). Sur cette figure, la forme initiale est représentée par les traits pointillés et les traits pleins représentent la forme après induction.

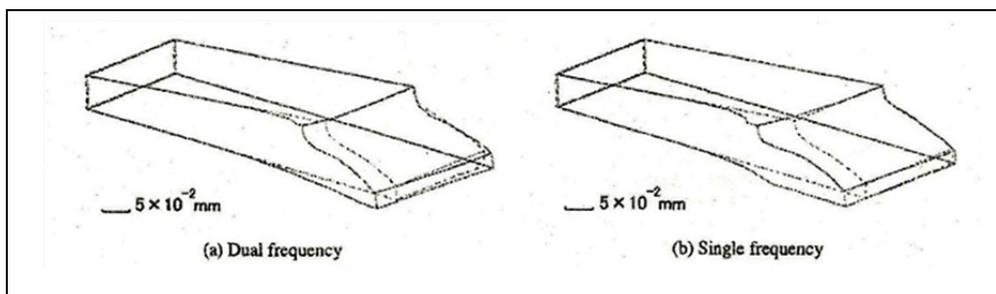


Figure 1.15 Comparaison de distorsion de forme d'une demi-dent entre bi-fréquence (a) et simple fréquence (b)
Tirée de Inoue (1999)

Une comparaison montre que la distorsion obtenue dans la direction de la largeur de dent après un traitement simple fréquence est environ deux fois plus grande qu'après un traitement bi-fréquence. Les auteurs l'expliquent par le fait qu'en simple fréquence, toute la dent est durcie tandis que la bi-fréquence durcit seulement le contour. Il en résulte un volume transformé plus important, et donc des distorsions plus importantes pour la simple fréquence. Mais cet article ne présente pas de validation expérimentale, et la distorsion présentée ne prend pas en compte la déformation selon le profil de dent.

Une étude faite par Jones *et al.* pour la compagnie Boeing en 2010 propose une comparaison des distorsions entre les procédés de durcissement par induction et par cémentation. Le profil obtenu est un durcissement de contour pour les deux types de traitement. Les Tableaux 1.3 et 1.4 ci-dessous présentent les différences entre le profil avant traitement et le profil après

traitement pour différents points des flancs droit et gauche d'une dent, moyennées sur les mesures de quatre dents.

Tableau 1.3 Différence arithmétique entre avant et après cémentation
Adapté de Jones *et al.* (2010)

Distorsions induites par la cémentation (mm)									
Profil \ Flanc	1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	-0,51	-0,3	-0,17	-0,1	0,07	0,01	0,02	0,23	-0,39
2	-0,49	-0,25	-0,16	-0,04	-0,04	0,11	0,18	0,23	-0,17
3	-0,72	-0,25	-0,08	-0,21	0	0,19	0,12	0,16	-0,21
4	-0,38	-0,27	-0,22	-0,14	-0,1	0,15	0,14	0,12	-0,25
5	-0,52	-0,41	-0,24	-0,34	-0,14	0,02	0,11	0,19	-0,09
	Top								
5	-0,29	-0,21	-0,11	-0,14	0,04	0,12	0,25	0,28	-0,09
4	-0,27	-0,18	-0,14	-0,01	0,03	0,24	0,26	0,3	-0,17
3	-0,21	-0,25	-0,06	-0,08	0	0,17	0,17	0,28	-0,12
2	-0,33	-0,17	-0,07	-0,02	0,06	0,15	0,25	0,96	-0,36
1	-0,42	-0,23	-0,14	-0,05	-0,01	0,08	0,05	0	-0,45

Tableau 1.4 Différence arithmétique entre avant et après induction
Adapté de Jones *et al.* (2010)

Distorsions induites par l'induction (mm)									
Profil \ Flanc	1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	-0,09	-0,06	-0,05	-0,08	-0,09	-0,09	-0,12	-0,14	-0,1
2	-0,04	-0,03	-0,23	-0,01	0,02	-0,04	0,01	-0,45	-0,32
3	0,08	-0,19	0,08	-0,12	0	-0,17	-0,09	-0,18	-0,12
4	-0,01	0,11	-0,06	-0,01	-0,06	-0,13	-0,06	-0,13	-0,13
5	-0,07	0,03	-0,12	-0,1	-0,11	-0,17	-0,1	-0,11	-0,16
	Top								
5	0	0,02	0,03	0,02	-0,01	0,02	-0,05	-0,07	-0,06
4	-0,04	0,09	0,04	0,01	-0,05	-0,04	-0,1	-0,09	-0,09
3	0,05	-0,07	0,06	0,02	0	-0,09	-0,19	-0,11	-0,13
2	0,03	0,02	-0,14	-0,09	-0,05	-0,18	-0,19	-0,24	-0,11
1	-0,04	-0,05	-0,05	-0,06	-0,09	-0,09	-0,12	-0,13	-0,15

Le code couleur fait ressortir clairement des distorsions plus faibles pour le procédé d'induction que pour le procédé de cémentation. Pour ce qui est de la méthode de mesure, l'article ne donne aucune précision sur l'outil utilisé, ni sur les incertitudes associées.

Plus récemment, en 2012, Z. Li et B.L. Ferguson présentent une méthode de simulation par éléments finis permettant de déterminer les distorsions sur une roue d'engrenage intérieur ($\Phi_{\text{int}} = 155\text{mm}$) en AISI5130 traitée par cémentation puis par induction. La recette utilisée est une préchauffe MF suivie d'un temps de diffusion et d'un flash HF. Ils étudient par la même occasion l'effet de deux scénarios de trempe en spray, l'un s'applique sur toute la roue, et le second ne s'applique que sur les flancs de dents. Les résultats montrent un bombé de surface selon la ligne de flanc de l'ordre de 5 à 8 μm sur le diamètre primitif, et ce pour les deux scénarios de trempe simulés. Mais encore une fois, l'article ne présente pas de validation expérimentale, et ces résultats sont basés uniquement sur une simulation numérique.

Plusieurs études ont donc été réalisées sur la mesure ou la prédiction par simulation numérique des distorsions sur les engrenages induits. Cependant, elles n'exposent pas clairement la méthode de mesure utilisée et les résultats sont souvent plus qualitatifs que quantitatifs. Ce recensement a néanmoins permis d'évaluer un ordre de grandeur des distorsions qui devraient être mesurées, qui est de l'ordre de quelques micromètres à plusieurs dizaines de micromètres.

1.5 Distorsions sur des cylindres en AISI4340 durcis par induction

Jie Yie (2011), diplômée de l'Université Concordia à Montréal, a réalisé pour son projet de maîtrise une étude sur des cylindres en AISI4340 durcis par induction. Ces cylindres sont de dimensions équivalentes aux engrenages « 1280 » étudiés dans ce mémoire et détaillés ultérieurement. Son étude sur les distorsions a porté sur un plan d'expérience comportant 3 séries de 5 cylindres. Les 3 séries se différencient par leur dureté initiale. Les 5 cylindres de chaque série ont été traités par induction avec 5 recettes différentes en temps et puissance. Les distorsions ont été mesurées en utilisant la machine à mesurer tridimensionnelle (MMT) de l'ÉTS. Ses résultats montrent que :

- Plus le couple temps / puissance est grand, plus les distorsions sont importantes;
- Une dureté initiale plus importante permet, pour une même recette d'induction, de diminuer les distorsions sur les surfaces latérales et le diamètre extérieur et d'augmenter la profondeur durcie;
- L'induction provoque un gonflement des faces latérales du cylindre, plutôt symétrique, et qui s'accroît fortement à l'approche du bord extérieur du cylindre;
- Les distorsions du rayon extérieur peuvent être des contractions comme des dilatations dépendamment de la recette utilisée et de la dureté initiale.

Les distorsions mesurées sont comprises entre quelques microns pour certaines recettes et environ 60 μm pour d'autres, pour les faces latérales. Pour le rayon extérieur, les distorsions sont généralement comprises entre +10 et -10 μm , sauf pour la recette qui offre le couple temps puissance le plus élevé (0,75s / 22 %), pour laquelle les distorsions peuvent atteindre plusieurs dizaines de microns.

CHAPITRE 2

OUTILS DE MESURE ET METHODOLOGIE

2.1 Introduction

Afin de répondre aux objectifs principaux du projet, il est nécessaire de mesurer les géométries des engrenages traités thermiquement par induction, avant et après le traitement thermique, de manière à déterminer les distorsions induites par ce procédé. La première partie de ce chapitre clarifie les termes importants qui régissent la métrologie, et notamment la métrologie des engrenages. Ceci permet de définir le besoin de l'étude afin de définir les différents outils possibles et de faire un choix éclairé. La suite du chapitre présente la méthodologie mise en place pour l'étude des deux géométries de roue. Dans un premier temps, les caractéristiques générales des deux géométries sont présentées, ainsi que les objectifs liés à leur étude. Ensuite, les différentes étapes du développement d'une méthode de mesure sur la MMT seront développées avant d'aboutir à une application spécifique à chaque géométrie. Pour terminer, quelques précisions seront apportées à propos de la méthode d'analyse des données ainsi que les corrections appliquées.

2.2 Métrologie des engrenages et moyens de mesure

2.2.1 Erreurs de mesure : notions importantes

Cette partie aborde les notions qui régissent la métrologie en termes d'erreur de mesure, afin de déterminer le besoin pour la mesure des distorsions sur les engrenages étudiés.

2.2.1.1 Définitions

Les définitions suivantes sont issues de Tahan (2009) et du Vocabulaire International de Métrologie (VIM) :

- Erreur de mesure (measurement error)

Différence entre la valeur mesurée d'une grandeur et une valeur de référence. C'est aussi la somme des erreurs systématique et aléatoire.

- Erreur aléatoire (random measurement error)

Elle correspond à la composante de l'erreur de mesure qui, dans des mesurages répétés, varie de façon imprévisible. Elle est due à des causes mal définies ou inconnues qui semblent suivre une loi au hasard.

- Erreur systématique (systematic measurement error)

Elle correspond à la composante de l'erreur de mesure qui, dans des mesurages répétés, demeure constante ou varie de manière prévisible. Elle est due à une imperfection constante des méthodes et moyens de mesure, et des conditions expérimentales.

- Exactitude de mesure (measurement accuracy)

Étroitesse de l'accord entre une valeur mesurée et la valeur conventionnellement vraie d'un mesurande. L'exactitude de mesure n'est pas une grandeur et ne s'exprime pas numériquement.

- Justesse de mesure (measurement trueness)

Étroitesse de l'accord entre la moyenne d'un nombre infini de valeurs mesurées répétées et une valeur de référence. La justesse de mesure n'est pas une grandeur et ne s'exprime pas numériquement. L'erreur de justesse correspond aux erreurs systématiques. Elle peut être traduite par le biais de mesure (measurement bias) qui est la différence entre l'espérance mathématique et la valeur de référence.

- Fidélité de mesure (measurement precision)

Étroitesse de l'accord entre les indications ou les valeurs mesurées obtenues par des mesurages répétés du même objet ou d'objets similaires dans des conditions spécifiées. La

fidélité est en général exprimée numériquement par des caractéristiques telles que l'écart type, la variance ou le coefficient de variation dans les conditions spécifiées.

- Répétabilité de mesure (measurement repeatability)

C'est la fidélité de mesure selon un ensemble de conditions de répétabilité. Ces conditions comprennent la même procédure de mesure, les mêmes opérateurs, le même système de mesure, les mêmes conditions de fonctionnement et le même lieu, ainsi que des mesurages répétés sur le même objet ou des objets similaires pendant une courte période de temps.

La fidélité peut se traduire par l'écart-type s :

$$s = \sqrt{\frac{\sum_1^n (x_i - \bar{x})^2}{n - 1}}$$

Avec $\left\{ \begin{array}{l} x_i \text{ la } i^{\text{e}} \text{ valeur obtenue sur une série de } n \text{ mesures d'un échantillon} \\ \bar{x} \text{ valeur moyenne sur la série de } n \text{ mesures} \\ n \text{ nombre de mesures} \end{array} \right.$ (2.1)

Si l'on considère maintenant la moyenne de n mesures et non plus un résultat isolé, l'écart-type sur la moyenne devient :

$$S = \frac{s}{\sqrt{n}}$$
 (2.2)

(INRS, 2005)

- Précision

La définition du terme « précision » varie d'un auteur à l'autre et ce terme inclut soit uniquement la reproductibilité ou fidélité, soit également la notion de biais. Il faut noter que la norme JCGM 2008 ne donne pas de définition précise de ce terme. Il devra être utilisé avec précaution et uniquement dans un sens qualitatif.

- Résolution (resolution)

C'est la plus petite variation de la grandeur mesurée qui produit une variation perceptible de l'indication correspondante. Par exemple, pour un outil de mesure à afficheur, c'est la plus petite différence de la valeur mesurée qu'il est possible de percevoir sur cet afficheur.

La Figure 2.1 ci-dessous illustre la différence entre la fidélité et la répétabilité d'une méthode de mesure :

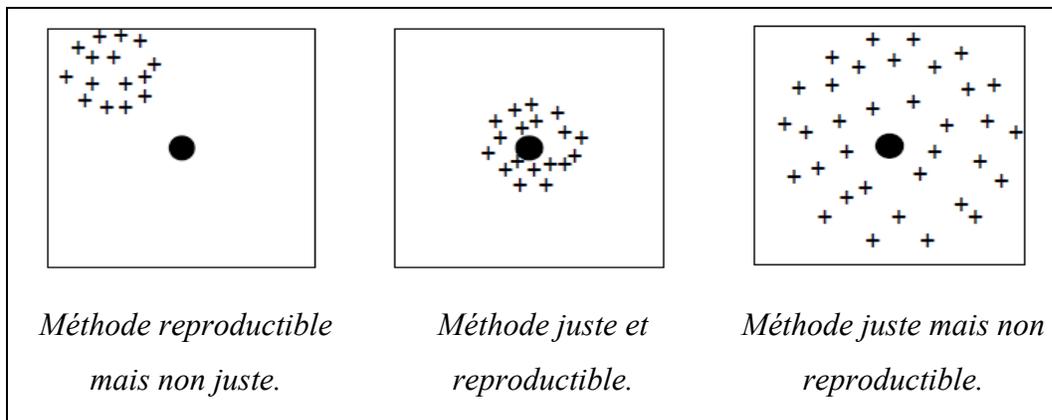


Figure 2.1 Illustration justesse/fidélité d'une méthode de mesure
Tirée de INRS (2005)

2.2.1.2 Notions d'incertitudes

L'incertitude de mesure est définie comme un paramètre non négatif qui caractérise la dispersion des valeurs attribuées à un mesurande, à partir des informations utilisées (VIM, 2008). L'incertitude de mesure traduit toutes les erreurs non corrigées. La Figure 2.2 ci-dessous représente la différence entre erreur de mesure et incertitude de mesure :

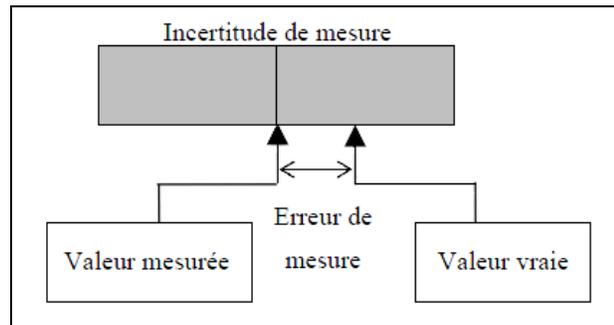


Figure 2.2 Illustration erreur vs incertitude de mesure
Tirée de Nafi (2011)

L'incertitude de mesure correspond à l'évaluation quantitative du doute associé au résultat d'une mesure et caractérise la dispersion des valeurs qui sont raisonnablement attribuées à une quantité physique mesurée. Il est à noter que le calcul de l'incertitude ne correspond pas à l'erreur maximale ou l'erreur aléatoire maximale. C'est une mesure statistique et quantitative du doute associé à la mesure d'une quantité. L'erreur aléatoire, l'erreur de correction, l'erreur sur l'indicateur, les erreurs systématiques inconnues ou mal définies sont des composantes prises en compte dans le calcul de l'incertitude (Tahan, 2009). L'incertitude type peut être traduite par la déviation standard d'un échantillon. Elle est notée u . Il est fréquent de calculer l'incertitude dite élargie U . Celle-ci correspond à la multiplication de l'incertitude type par un facteur de confiance afin d'obtenir un intervalle de confiance sur la valeur de la dite incertitude.

2.2.2 Définition du besoin

Les deux géométries présentées dans ce mémoire sont associées au même type de mesurande dans le but de caractériser la distorsion. Celui-ci est le calcul d'un écart entre deux mesures d'un même point. Il a été vu au cours de la revue de littérature qu'un certain nombre de publication traite des distorsions induites par l'induction sur des cylindres et des engrenages. Malheureusement, peu d'entre elles présentent clairement les résultats des mesures. En

général, les distorsions présentées sont comprises entre dix et plusieurs centaines de microns. L'article de Misaka *et al.* (1997) donne lui des distorsions inférieure à 5 μm , mais avec des incertitudes de mesure comprises entre 2 et 12 μm , dépendamment du point mesuré. L'article de Li (2007) montre qu'un bombé d'hélice de seulement 15 μm augmente significativement la contrainte de contact. Il serait donc intéressant de viser à pouvoir détecter avec confiance une distorsion de l'ordre de 5 à 10 μm . Pour le développement de la méthode de mesure, l'objectif est alors défini comme l'obtention d'une incertitude inférieure à 5 μm par point mesuré.

2.2.3 Métrologie des engrenages

L'origine des normes régissant la mesure des engrenages remonte aux années 30, même si depuis l'utilisation des MMT permet d'obtenir des résultats plus justes qu'avec les moyens conventionnels de l'époque (Goch, 2003). Ces normes définissent un certains nombres d'erreurs à contrôler, dont les plus courantes sont présentées dans cette section. Ces définitions sont principalement issues de la Norme AGMA (2002) et de Pasquier (2002).

2.2.3.1 Identification des dents

La majeure partie des déviations d'un engrenage sont associées au flanc droit ou au flanc gauche des dents. La Figure 2.3 ci-dessous montre comment les normes ISO et AGMA préconise d'identifier les dents.

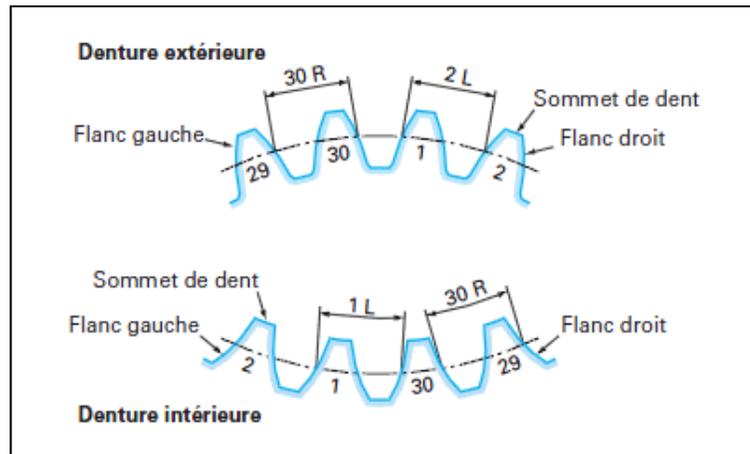


Figure 2.3 Définition flanc droit/gauche, numérotation
Tirée de Pasquier (2002)

Lorsque qu'un observateur regarde la surface de référence et qu'il considère la dent qui pointe vers le haut, son flanc droit se trouve à droite et son flanc gauche à gauche. Les dents sont aussi numérotées dans l'ordre croissant en tournant dans le sens horaire et en regardant la surface de référence. Sur la Figure 2.3, 30R correspond au pas droit de la dent #30 et 2L correspond au pas gauche de la dent #2.

2.2.3.2 Contrôle du profil

Les écarts de profil sont les quantités dont les profils effectifs s'écartent des profils de conception. Ils sont définis dans le plan apparent (normal à l'axe) et sont normaux au profil en développante de cercle. La Figure 2.4 identifie la direction de mesure de contrôle du profil de dent. Le nombre de points palpés dépend de la précision voulue.

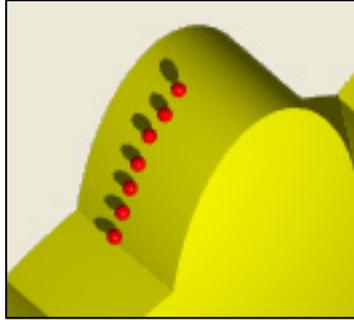


Figure 2.4 Direction
selon le profil

Définition des différentes erreurs de profil :

- Erreur totale de profil F_α

C'est la distance entre deux tracés du profil de référence qui englobent le tracé du profil effectif sur la longueur d'évaluation L_α .

- Erreur de forme de profil $f_{f\alpha}$

C'est la distance entre deux tracés parallèles au profil moyen et qui sont placés à une distance constante de ce dernier en encadrant le tracé du profil réel sur la longueur d'évaluation L_α .

- Erreur d'inclinaison de profil $f_{H\alpha}$

C'est la distance entre deux tracés du profil de référence qui coupent le profil réel moyen aux limites de la longueur d'évaluation L_α . Une erreur d'inclinaison positive signifie une surépaisseur au sommet et en quelque sorte un angle de pression plus faible, et inversement.

2.2.3.3 Contrôle de l'hélice

Les écarts d'hélice sont les quantités dont les hélices effectives s'écartent des hélices de conception. Elles sont mesurées dans la direction des tangentes au cylindre de base, dans le

plan apparent. La Figure 2.5 identifie la position de la direction de mesure afin de contrôler le profil de dent. Le nombre de points dépend de la précision voulue.

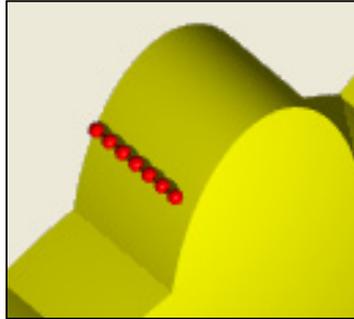


Figure 2.5 Direction selon le flanc

Définition des différentes erreurs d'hélice :

- Erreur totale d'hélice F_{β}

C'est la distance entre deux tracés de l'hélice de référence qui englobent le tracé de l'hélice réelle sur la longueur d'évaluation L_{β} .

- Erreur de forme d'hélice $F_{f\beta}$

C'est la distance entre deux tracés parallèles à l'hélice moyenne et qui sont placés à une distance constante de cette dernière en encadrant le tracé de l'hélice réelle sur la longueur d'évaluation L_{β} .

- Erreur d'inclinaison d'hélice $F_{H\beta}$

C'est la distance projetée sur l'axe Y entre les deux points d'intersection de l'hélice moyenne avec les limites de la longueur d'évaluation L_{β} . Une erreur d'inclinaison d'hélice positive signifie que l'angle d'hélice réel est plus grand que l'angle d'hélice nominal, et inversement.

2.2.3.4 Contrôle de la division

En contrôle d'engrenage, les écarts de division, ou écart de pas, sont traduits par des longueurs d'arc. Dépendamment du rayon considéré, différents écarts de division peuvent être définis. Les plus importants et les plus utilisés sont les écarts sur le cercle primitif et sur le cercle de base. En général le contrôle de la division se fait en mesurant de 1 à 5 points sur la largeur des flancs de dent et sur le cercle primitif, comme l'illustre la Figure 2.6.

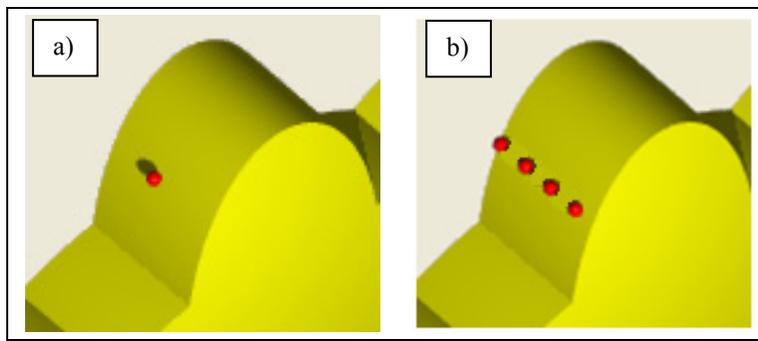


Figure 2.6 Points de contrôle du pas sur le cercle primitif, par 1 point (a) ou par 4 points (b)

Le contrôle de la division se traduit par les trois écarts de pas suivants : l'erreur individuelle de pas f_{pt} , l'erreur cumulée de pas F_{pk} et l'erreur totale de division F_p . L'erreur individuelle de pas est la différence algébrique entre le pas effectivement réalisé et la valeur théorique de celui-ci. L'erreur de pas cumulée est la différence algébrique entre la longueur effective et la longueur théorique de l'arc considéré sur un secteur de k pas. L'erreur totale de division correspond à l'amplitude totale du diagramme d'erreur cumulée. Ces erreurs sont matérialisées sur la Figure 2.7 ci-dessous.

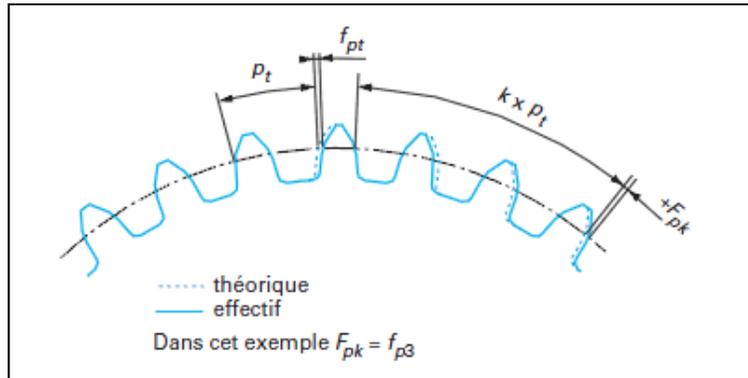
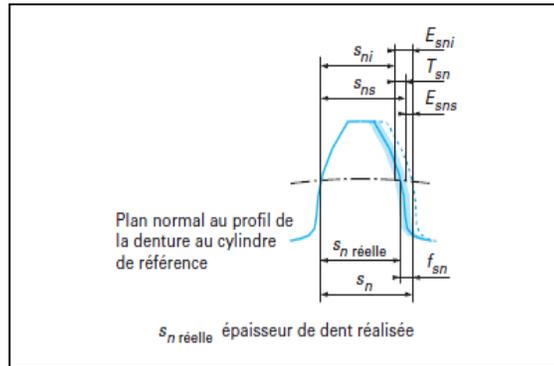


Figure 2.7 Écarts de pas
Tirée de Pasquier (2002)

2.2.3.5 Épaisseur de dent

Comparée aux erreurs de forme et position étudiées jusqu'ici, qui sont des déviations relatives, l'épaisseur de dent se traduit par une dimension réelle. Elle est souvent associée à des tolérances plus larges. La détermination de celles-ci dépend d'un grand nombre de facteurs, autant du point de vue fonctionnement que fabrication (Henriot, 2007). En général, la mesure de l'épaisseur de dent peut être faite avec les mêmes points de mesure que pour le contrôle des erreurs de division (Goch, 2003). La dimension de référence de l'épaisseur de dent au niveau du cercle primitif s_n est la valeur théorique d'engrènement sans jeu entre les dents pour une roue conjuguée idéale. Les écarts définis par rapport à l'épaisseur de dent théorique sont les suivants :

- La limite inférieure de l'épaisseur de dent s_{ni} ,
- La limite supérieure de l'épaisseur de dent s_{ns} ,
- L'écart inférieur E_{sni} ,
- L'écart supérieur E_{sns} ,
- Tolérance d'épaisseur de dent :



$$T_{sn} = E_{sns} - E_{sni} \quad (2.3)$$

Figure 2.8 Écarts d'épaisseur de dent
Tirée de Pasquier (2002)

2.2.3.6 Topographie du flanc

Le seul relevé d'un profil et de la ligne de flanc est parfois insuffisant. Le point de contact évolue au cours de l'engrènement (cf. 1.1.3), et celui-ci n'est pas connu à priori sur le pignon réel. L'idée retenue est d'étudier chaque flanc comme une surface gauche tolérancée avec une spécification de forme de surface quelconque. La norme AGMA 2009-B01 suggère ce type d'approche lorsqu'elle évoque le contrôle de flanc par topographie. La zone de tolérance est définie par un décalage de plus ou moins la moitié de l'intervalle de tolérance en chaque point de la surface nominale suivant une direction normale à la surface en ce point. D'après les propriétés des développantes de cercle sphérique, la zone de tolérance est donc le volume compris entre deux flancs en développante de cercle sphérique parallèles distants de l'intervalle de tolérance et centré sur le flanc nominal (Beaudoin, 2006).

2.2.4 Les différents appareils de mesure

Il existe de nombreuses méthodes permettant de contrôler les différents paramètres des engrenages. Il est possible d'utiliser des appareils de mesure conventionnels, tel un pied à coulisse, un micromètre ou bien des appareils de mesure spécifiques aux engrenages. Avec la fabrication de pièces de plus en plus complexes et la nécessité de les contrôler, les MMT n'ont cessé de se développer. Leur association aux logiciels d'acquisitions et de calculs ainsi

qu'aux méthodes de correction (température, défauts de rectitude des axes, etc), de plus en plus performants, ont permis de pouvoir contrôler des géométries de plus en plus complexes tout en diminuant les incertitudes de mesure.

Les MMT sont basées sur un principe simple. A l'aide de règles de mesure de haute précision placées sur les différents guidages de la machine, les coordonnées de points détectés par un palpeur sont relevées, avec ou sans contact. Une MMT est généralement munie de 3 axes, X, Y et Z. A cela s'ajoutent parfois des degrés de liberté grâce à une tête pivotante ou bien un plateau rotatif où l'on vient placer la pièce à mesurer. Concrètement, la MMT est composée :

- D'une table en marbre sur laquelle la pièce à mesurer est positionnée, elle doit être massive, rigide et stable dans le temps;
- De guidages précis (aérostatiques) équipés de règles de mesure, généralement en verre pour éviter toutes dilatations thermiques. Les déplacements sont soit manuels soit motorisés (commande numérique);
- D'une tête de palpation, sur laquelle est monté le palpeur, avec ou sans contact;
- D'un boîtier de contrôle réalisant la commande numérique des déplacements et la liaison avec les règles de mesure;
- D'un ordinateur pouvant avoir de nombreuses fonctions : l'apprentissage et l'exécution de la gamme de contrôle, la commande de déplacement du palpeur selon les trajectoires programmées, le traitement statistique des résultats, la compensation des défauts géométriques de la machine.

Le Tableau 2.1 ci-dessous présente un récapitulatif des différents moyens de mesure, ainsi que les principaux avantages et inconvénients associés.

Tableau 2.1 Récapitulatif des différents moyens de mesure
Adapté de Beaudoin (2006)

Type d'outil de mesure		Précision	Avantages	Inconvénients	
Métrologie conventionnelle		1 à 20 μm , dépendamment de l'outil (pied à coulisse, micromètre)	-Correspond directement aux mesures proposées par les normes	-Long -Difficile de cartographier une dent	
M M T	Palpeur à contact	Dynamique	-Rapidité -Robustesse -Compacité -Flexibilité -Coût modéré	-Non adapté aux matériaux déformables -Pas adapté aux mesures difficiles d'accès	
		Statique	<1 μm	-Précision -Adaptés aux mesures difficiles d'accès -Convient aux applications de contrôle de forme et de numérisation	-Coût -Encombrement -Fragilité
	Palpeur sans contact	Projection de frange	Entre 8 et 100 μm	-Rapidité -Possibilité de contrôler des -pièces flexibles -Possibilité de numériser des - surfaces complexes	-Précision limitée -Angle d'incidence de la source d'énergie avec la surface doit être faible -Résolution et précision limitées par la granulométrie -La source de lumière est influencée par la lumière ambiante (surtout pour les capteurs à lumière blanche)
		Triangulation par laser			
Confocal		<1 μm	-Idem Palpeur sans contact -Précision	-Le crayon doit être proche de la surface à mesurer -L'angle du crayon avec la surface doit être proche de 90°.	

Afin d'étudier précisément l'effet du procédé d'induction sur la géométrie d'une roue dentée, il est intéressant de récupérer un maximum de points pour cartographier les dents. Les méthodes de mesures conventionnelles sont trop longues et fastidieuses pour répondre à cela. L'utilisation de la MMT répond mieux à ce besoin. Les technologies de palpeur sans contact sont relativement imprécises et présentent l'inconvénient majeur d'être très sensibles à l'aspect de la pièce (texture, réflectivité). Le choix d'une technologie de palpeur avec contact devient alors évident. Le palpeur dynamique sera sélectionné car il est rapide, robuste, et disponible à l'ÉTS.

2.2.5 Principe du palpeur dynamique

Le palpeur dynamique à déclenchement est le plus couramment utilisé sur les MMT. La technologie de celui-ci est basée sur la liaison de Boys, qui consiste à éliminer les 6 degrés de liberté par six points de contact. Le stylet supportant la sphère de palpation est en équilibre statique sur ces 6 points de contact, qui sont réalisés par l'appui de cylindres sur des sphères. Ce principe est illustré sur la Figure 2.9 ci-dessous (Beaudoin, 2006).

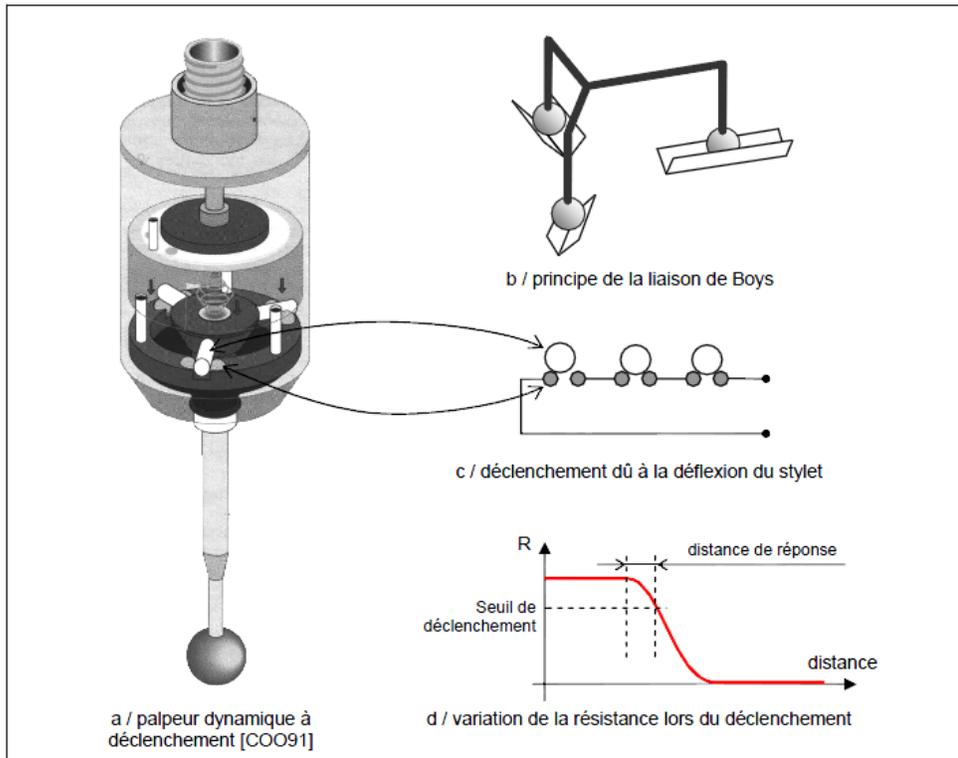


Figure 2.9 Principe de fonctionnement du palpeur à contact dynamique
Tirée de Beaudoin (2006)

Le contact est maintenu par un ressort précontraint. Le palpeur se déplace à vitesse constante pour éviter d'introduire des déformations de la structure de la machine du aux effets d'inertie, et vient à l'encontre de la pièce. Au moment du contact bille/pièce, l'effort de contact provoque le décollement de l'un des appuis. Le palpeur se comporte alors comme un interrupteur, un circuit électronique détecte une rupture du circuit électrique passant par les 6 points de contact et commande alors l'acquisition de la position des règles de contrôle des déplacements (Beaudoin, 2006).

Le lien doit maintenant être fait entre la position des différents axes de déplacement au moment du contact et les coordonnées du point mesuré. Ce lien est fait en partie grâce à l'opération de calibrage du palpeur, représentée sur la Figure 2.10. Une sphère de référence, de forme « quasi-parfaite » et de dimension connue est placée au centre du marbre. La

position de son centre S est connue dans le repère machine. La mesure de celle-ci en plusieurs points M_i permet de déterminer le centre de la bille ω du stylet dans le repère machine, ainsi que le rayon apparent r de la bille compte tenu de la flexion de la tige due à l'effort de contact nécessaire au déclenchement du palpeur.

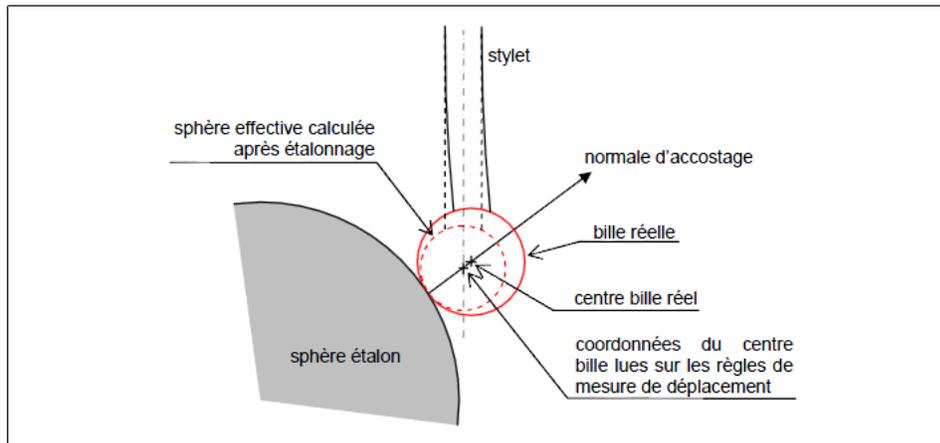


Figure 2.10 Étalonnage d'un palpeur à contact dynamique
Tirée de Beaudoin (2006)

Ainsi, chaque fois que le palpeur sera déclenché et que les positions des règles seront récupérées, la position du centre de la bille sera immédiatement déterminée. Le point mesuré sera alors calculé par le logiciel de mesure, en fonction du vecteur d'accostage et du rayon apparent de la bille utilisée. Cette problématique est abordée dans la section suivante.

2.2.6 Problématique du point mesuré

Au moment du contact bille/pièce, les coordonnées qui sont lues sur les règles de contrôle permettent, avec la connaissance du rayon apparent de la bille du stylet et la position du palpeur, de déterminer précisément la position du centre de la bille du stylet. La difficulté est, à partir de ce point, de calculer les coordonnées du point effectivement mesuré. Il faut pour cela déterminer la normale à la surface. La précision du point mesuré sera donc fonction de l'estimation du rayon apparent de la bille (calibration) et des composantes de la normale à la

surface (Bourdet, 1999). Le rayon apparent de la bille est estimé par calibration, alors que la normale à la surface peut être définie de trois façons :

- Imposée par l'opérateur : parallèle à un axe machine ou bien donnée par les composantes de la normale théorique (modèle CAO);
- Définie par la technologie du palpeur (palpeur statique unidirectionnel);
- Définie par un calcul qui nécessite que le type de surface à mesurer soit connu, qu'un certain nombre de points soient mesurés sur la surface afin de l'approximer et que les sens d'accostages des trois axes de la machine soient accessibles par le logiciel de mesure (Bourdet, 1999).

Les Figures 2.11 et 2.12 ci-dessous illustrent respectivement une normale imposée par l'opérateur par l'intermédiaire de la surface théorique, et une normale déterminée par le calcul d'une surface approchée avec la méthode des moindres carrés de la surface nominale.

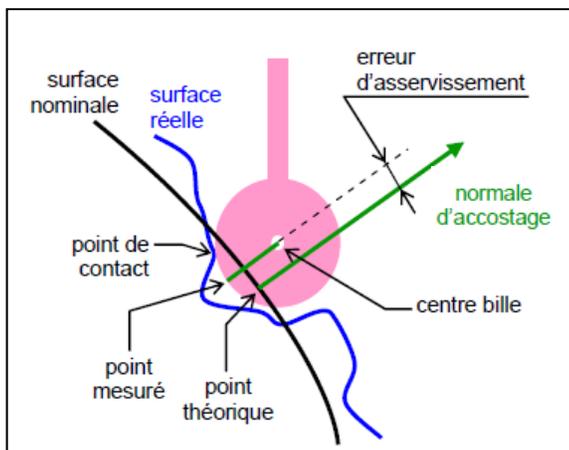


Figure 2.11 Normale à la surface de mesure imposée par la surface nominale
Tirée de Beaudoin (2006)

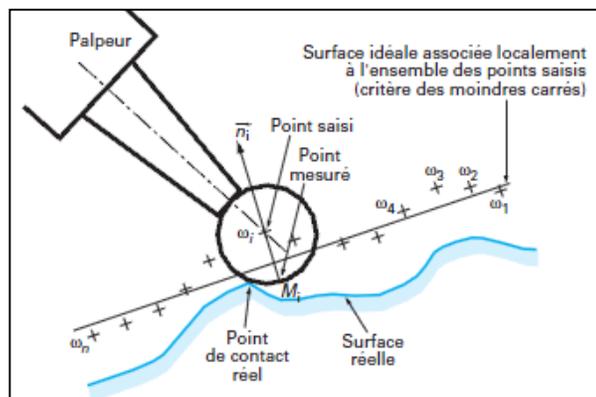


Figure 2.12 Normale déterminée par une approximation de la surface réelle par les moindres carrés
Tirée de Bourdet (1999)

Le point dit « mesuré » présente inévitablement un écart avec le point nominal. Cet écart peut se diviser en deux, l'écart suivant la normale et l'écart tangentiel. Pour une surface gauche la méthode consiste à assimiler localement cette surface à une surface plane. De cette manière, l'écart tangent n'est pas une variation de la pièce, mais plutôt une erreur de mesurage. L'écart suivant la normale traduit quant à lui la présence ou l'absence d'un supplément de matière autour du point visé, ce qu'illustre la Figure 2.13. Cet écart est généralement considéré comme le résultat de mesure (Beaudoin, 2006).

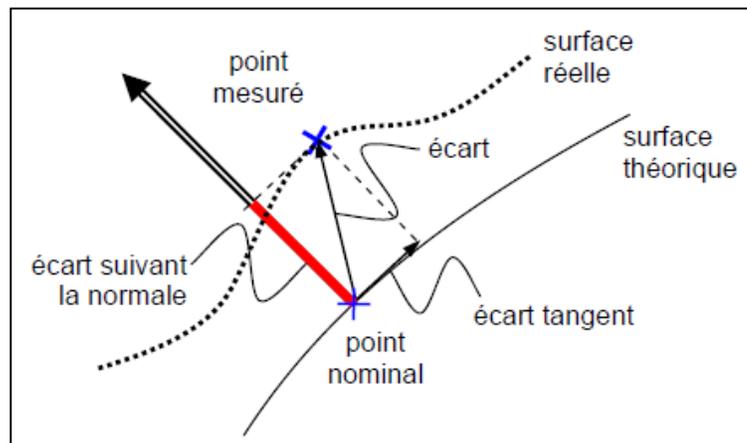


Figure 2.13 Écart normal et écart tangentiel
Tirée de Beaudoin (2006)

A noter que l'état de surface a des conséquences importantes sur la précision de la mesure. En effet un état de surface médiocre pourrait faire que le point de contact entre la bille et la surface soit assez éloigné du point d'intersection entre la bille et la normale d'accostage, auquel cas l'écart tangentiel deviendrait assez important pour être significatif.

Pour l'étude qui est faite dans ce mémoire, les distorsions seront traduites par les écarts mesurés entre les dimensions avant et après induction, et non l'écart avec le nominal. Il en découle une multiplication des écarts qu'il est possible de considérer, comme l'illustre la Figure 2.14 ci-dessous.

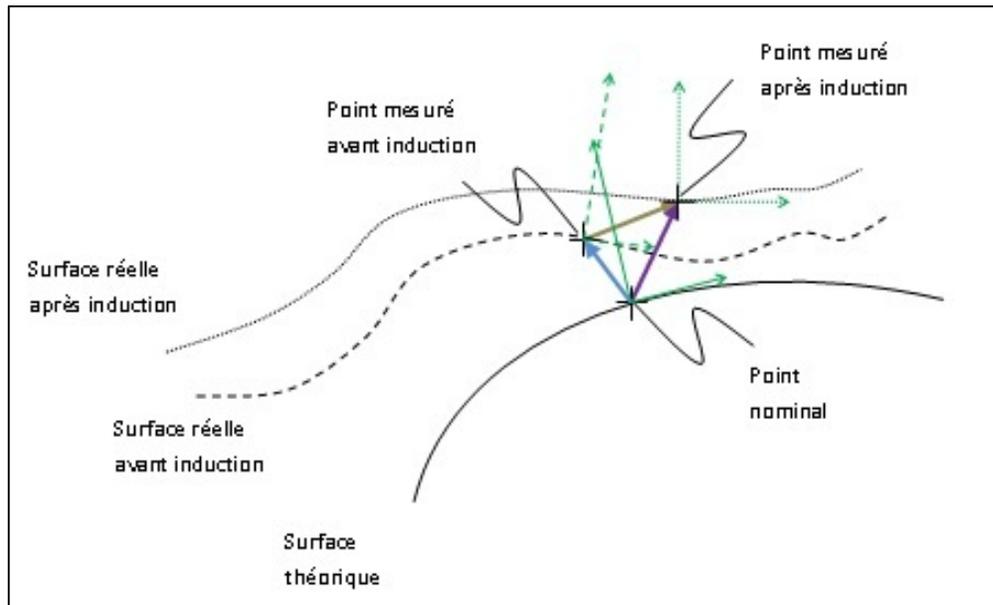


Figure 2.14 Écarts entre deux points mesurés

Les trois écarts entre le point nominal et les deux points mesurés (vecteurs violet, marron et bleu) peuvent être projetés sur les normales aux trois surfaces. Il est donc important de bien définir le résultat de mesure. Les nuages de points issus des mesures avec la MMT comportent pour chaque point les trois coordonnées X, Y et Z ainsi que les composantes d'un vecteur selon ces trois mêmes axes. Ce vecteur correspond au vecteur normal à la surface nominale au point de mesure considéré. La définition de la distorsion à mesurer entre avant et après induction sera donc la différence des deux points mesurés projetée sur le vecteur normal à la surface nominale au point programmé sur la pièce nominale. Cet écart est illustré sur la Figure 2.15 ci-dessous.

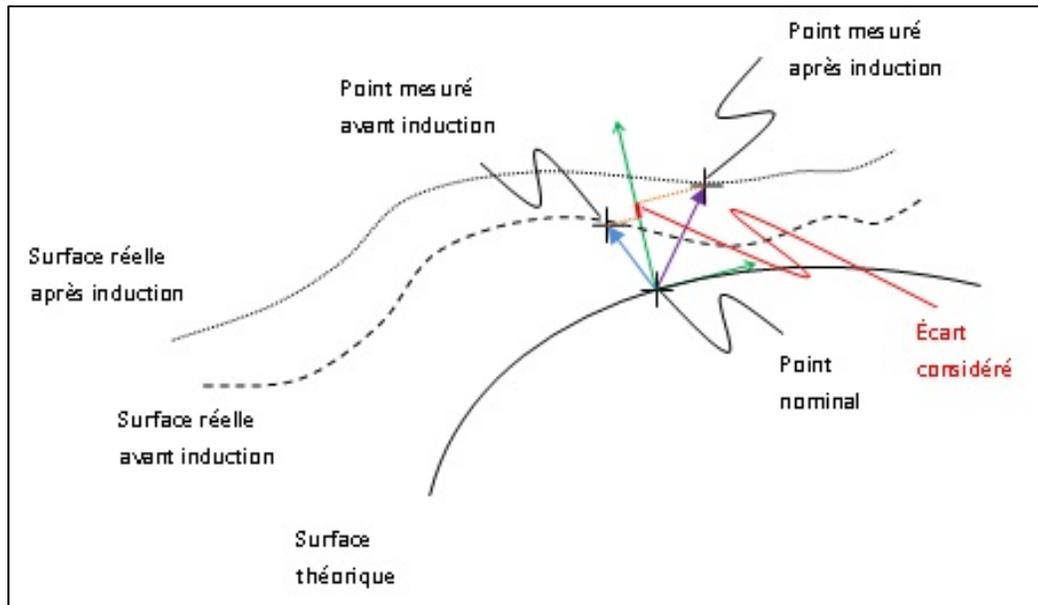


Figure 2.15 Définition de l'écart entre avant et après induction

2.3 Méthodologie

La première partie de l'étude porte sur la géométrie de roue dites « 1280 ». C'est une géométrie d'engrenage relativement simple : denture droite et flanc en développante de cercle. Le premier objectif de l'étude de ces roues est de déterminer si l'induction provoque des distorsions répétables pour une même recette utilisée sur des roues considérées identiques. Un deuxième objectif de cette première étude est de quantifier l'effet de différents paramètres d'induction sur les distorsions. La seconde géométrie de roue étudiée, dites « ATE », est la suite d'un projet mené par un ancien étudiant du LOPFA, A. Faure (2010). Le but de son étude sur ces roues était de montrer qu'il était possible de traiter les pièces en question par induction sans provoquer de distorsions trop importantes vis-à-vis du dessin de définition. Il a montré que l'inducteur initialement utilisé n'était pas adapté à ce type de pièce car il concentrait la chauffe sur des zones indésirables, ce qui semblait provoquer des distorsions importantes. Il a alors conçu un inducteur spécifique à la géométrie de cette roue afin de concentrer la chauffe sur la denture. Le premier objectif consiste à vérifier l'efficacité du nouvel inducteur. Ensuite, un plan d'expériences sera mis en place et permettra d'étudier

l'effet de différents paramètres d'induction sur les distorsions induites sur cette géométrie de pièce (plus complexe que la géométrie « 1280 »).

2.3.1 Présentation des deux géométries

2.3.1.1 Géométrie « 1280 »

Les roues de géométrie « 1280 » ont été dessinées pour des études de fatigue pour un projet en partenariat avec Pratt & Whitney Canada (CRIAQ 1.12). Elles sont relativement proches en termes de géométrie de roues fabriquées par PWC et utilisées dans les moteurs aéronautiques. Elles ont été conçues spécifiquement pour être montées sur un banc d'épreuve en fatigue de l'Université du Québec à Rimouski (UQAR). La Figure 2.16 et le Tableau 2.2 ci-dessous présentent les caractéristiques géométriques principales de la roue.

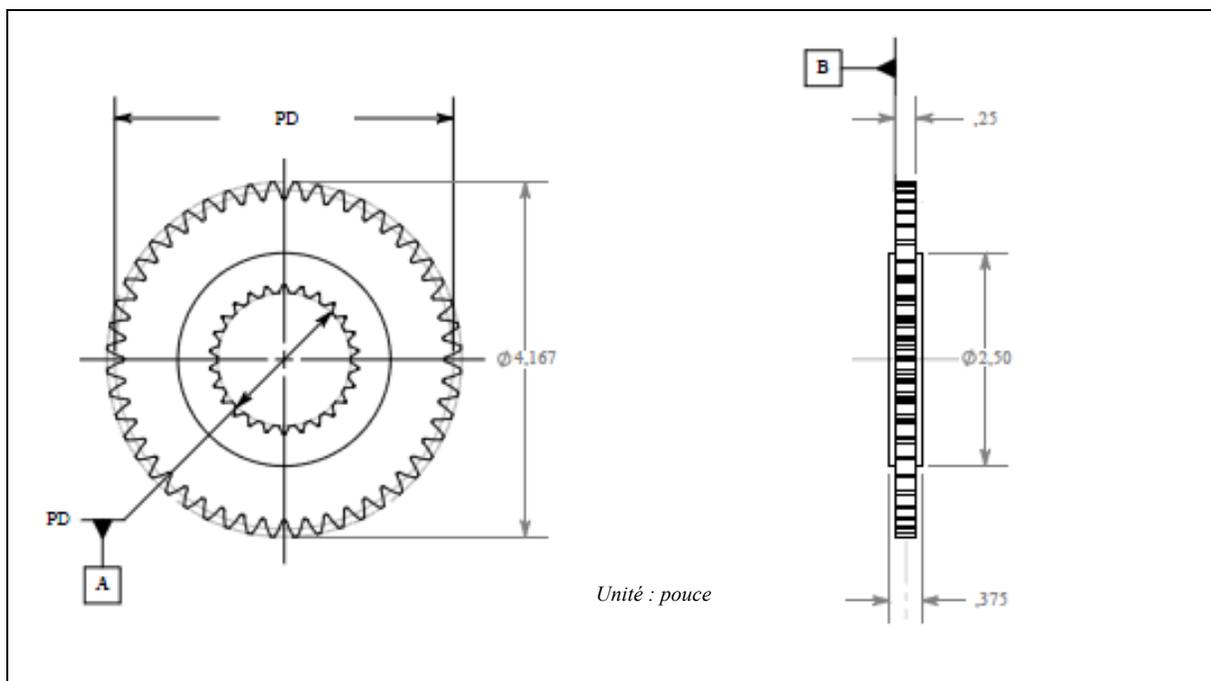


Figure 2.16 Dessin de définition « 1280 » simplifié

Tableau 2.2 Caractéristiques géométriques roue « 1280 »

		Pouce	mm
Nombre de dent		48	
Angle de pression		25°	
DP (ou module m en métrique)		12	2,117
Épaisseur de dent	<i>1^{er} usinage</i>	0,1362 - 1,1370	3,459 - 3,480
	<i>Rectification</i>	0,1258 - 0,1278	3,195 - 3,246
Diamètre de base		3,6252	92,080
Diamètre de creux	<i>1^{er} usinage</i>	3,7946 - 3,8066	96,383 - 96,688
	<i>Rectification</i>	3,7866 - 3,7966	96,180 - 96,434
Diamètre primitif		4,0000	101,600
Diamètre extérieur	<i>1^{er} usinage</i>	4,1727 - 4,1787	105,987 - 106,139
	<i>Rectification</i>	4,1647 - 4,1687	105,783 - 105,885
Rayon de filet	<i>1^{er} usinage</i>	0,020	0,508
	<i>Rectification</i>	0,028 min	0,711 min
Diamètre de forme		3,8455	97,676
Angle au diamètre de forme		20,2743°	
Matériaux		Acier 4340	

Le dessin de définition requière une dureté à cœur comprise entre 40 et 45HRC, et une dureté de la surface des dents de 57 HRC minimum, avec un requis strict sur les profondeurs durcies au niveau des flancs et des creux de dents.

2.3.1.2 Géométrie « ATE »

Les roues de géométrie « ATE » ont été fournies par Air Terre Équipement Inc. Cette pièce de géométrie complexe est destinée au marché aéronautique pour être montée sur des avions qui ont la capacité de pouvoir orienter leurs propulseurs pour décoller à la verticale (Faure, 2010). La Figure 2.17 ci-dessous présente la géométrie générale de la roue et les dénominations associées.



Figure 2.17 Roue « ATE »

Le dessin de définition requiert un durcissement de surface de l'ordre de 55HRC pour la portée de roulement ainsi que pour l'engrenage. La présente étude concerne uniquement le durcissement de la denture. L'attention ici est davantage portée sur les tolérances géométriques que sur le durcissement. En effet, la surface de la denture doit simplement être durcie sur toute sa hauteur, sans qu'il n'y ait de spécification pour ce qui est du profil de durcissement.

Les roues « ATE » disponibles permettront de créer un plan d'expériences, certes limité par la quantité de pièce, mais suffisamment pertinent. Elles sont classées en trois catégories présentées dans le Tableau 2.3 ci-dessous.

Tableau 2.3 Inventaire pièces « ATE »

Série	Nombre	Rainure	Dimensions importantes		Dureté (HRC)
			Φ_{denture} (mm)	$\Phi_{\text{intérieur}}$ (mm)	
P	2	Oui	126,66-126,74	102,48-102,54	50
R	4	Non	127,02-127,11	102,50-102,54	42
S	2	Non	127,04-127,10	102,46-102,53	27

Les pièces P sont proches de la géométrie finale. Les pièces R et S n'ont pas subi les usinages de la cannelure intérieure et de la rainure dans la denture principale. La différence entre les séries R et S est la dureté initiale. A noter également que les pièces P ont un diamètre de denture plus faible d'environ 0,5 mm que les pièces R et S, ce qui modifie le couplage (écart entre denture et inducteur) et peut donc modifier les conditions de chauffe (cf. 1.3.2).

2.3.2 Choix des points de mesure

2.3.2.1 Géométrie « 1280 »

La mesure de la roue « 1280 » a été divisée en six zones différentes. Ceci va permettre l'étude des plans latéraux de la roue, des rayons extérieurs, ainsi que la cartographie de six paires de dents réparties sur le périmètre de la roue, comme l'illustre la Figure 2.18 ci-dessous.

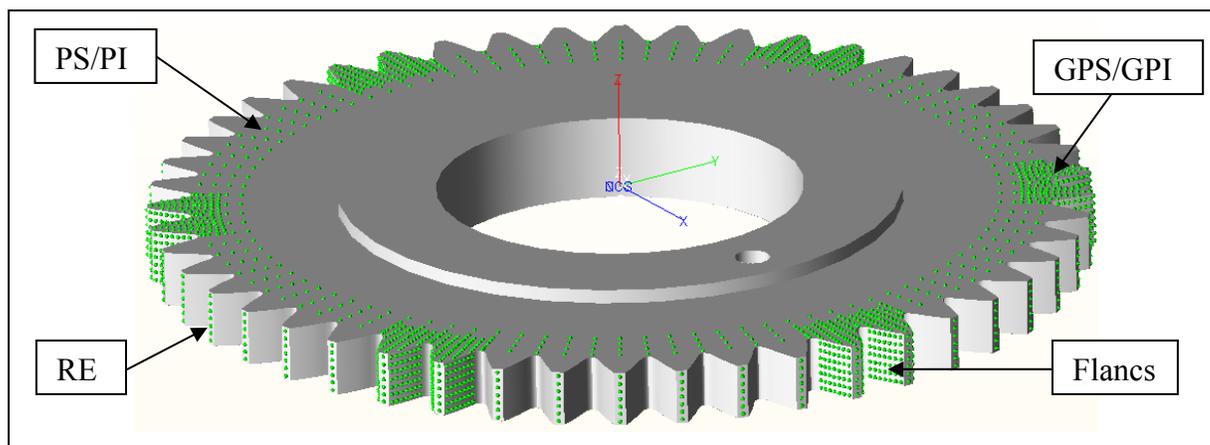


Figure 2.18 Zones de mesures des roues « 1280 »

- Plans supérieur et inférieur (PS et PI)

Les plans latéraux de la roue sont contrôlés sur quatre diamètres concentriques (entre $\Phi 85$ et $\Phi 95$ mm) dans le but d'étudier leur comportement sur toute la zone suspectée d'être affectée

thermiquement. Les mesures sont indexées sur la denture, c'est-à-dire que chaque cercle alterne un point dans l'axe d'une dent, et un point dans l'axe d'un creux de dent.

- Plans supérieur et inférieur des dents (GPS et GPI)

Les plans latéraux des dents sont mesurés sur six paires de dents réparties sur le périmètre de la roue. Ces mesures sont appelées GPS (Groupe de dents Plan Supérieur) et GPI (Groupe de dents Plan Inférieur). La densité de point est assez importante. Pour une paire de dents, il y a trois lignes de mesure alignées avec les creux de dent, deux lignes de mesures alignées avec la tête de la dent et huit lignes de mesure intermédiaire.

- Rayons extérieurs (RE)

Le rayon extérieur de chaque dent est mesuré en 7 points (7 positions axiales différentes) afin d'étudier l'évolution du diamètre extérieur sur toute la largeur de la denture.

- Mesure des flancs

Les flancs sont cartographiés par une grille de 7 points selon la ligne de profil par 7 points selon la ligne de flanc (coordonnées Z identiques aux points de mesures des rayons extérieurs). Les flancs sont aussi palpés par paire de dents, sur les mêmes six paires que pour les mesures GPS et GPI.

2.3.2.2 Géométrie « ATE »

La mesure de la roue « ATE » a été divisée en huit zones différentes tel que précisé sur la Figure 2.19. La mesure comprend non seulement l'étude du comportement de la denture, mais aussi celui du plateau se trouvant sous celle-ci. En effet, l'étude menée par A. Faure a montré que ce plateau, de part sa proximité avec la denture et donc l'inducteur, était fortement affecté par la chauffe.

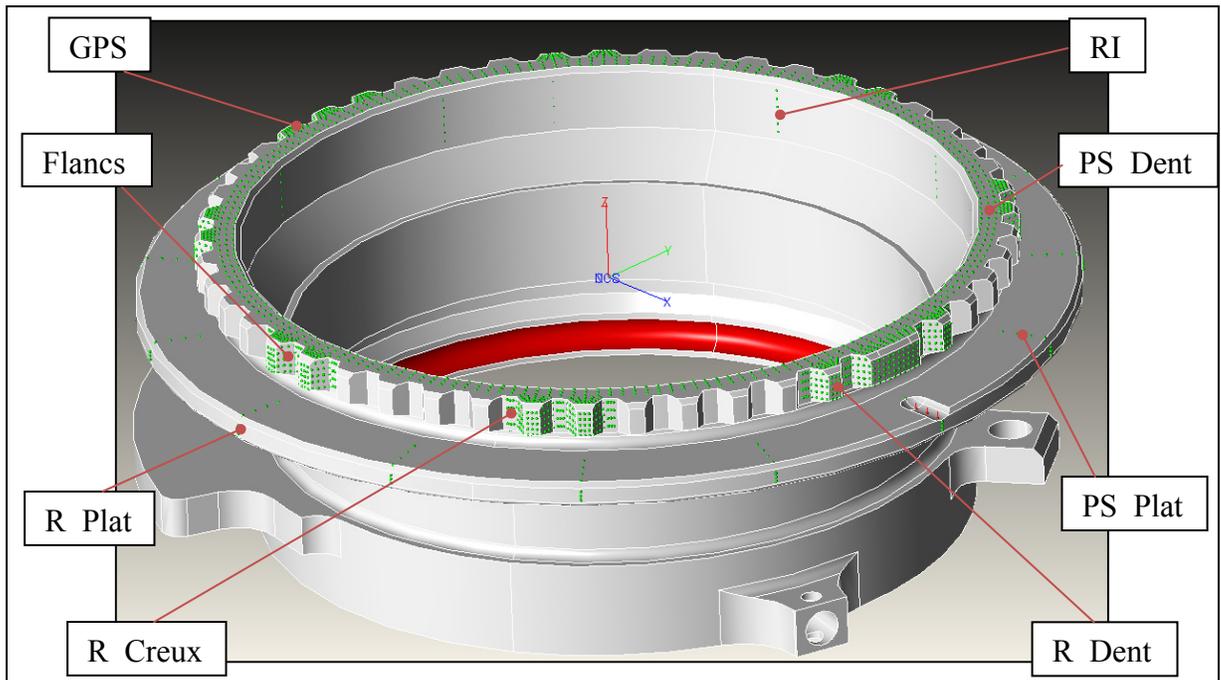


Figure 2.19 Zones de mesures des roues « ATE »

- Mesure du rayon extérieur du plateau (R_Platt)

Le rayon extérieur du plateau est mesuré tous les 24° en trois hauteurs différentes.

- Mesure du plan supérieur du plateau (PS_Platt)

Le plateau est mesuré tous les 24° par quatre points selon la direction radiale.

- Mesure du plan supérieur de la denture (PS_Dent)

Le plan supérieur de la denture est contrôlé tous les 1.84° sur trois diamètres concentriques. Dans la même idée que pour les roues « 1280 », les points de mesure sont indexés avec les dents. Chaque cercle alterne un point dans l'axe d'une dent, un point entre l'axe d'une dent et l'axe d'un creux de dent, et un point dans l'axe d'un creux de dents.

- Mesure du rayon intérieur (RI)

Le diamètre intérieur de la roue est mesuré tous les 23.6° en six hauteurs différentes.

- Mesure précise de certaines dents

Sept groupes de dents répartis sur le périmètre de la roue sont mesurés, en plus de la dent #0 accompagnée des deux dents immédiatement à côté. Ils sont mesurés avec une densité de points assez importante sur les plans supérieurs (GPS), les creux de dents (R_Creux), les flancs ainsi que sur les surfaces constituant le cylindre extérieur de la denture (R_Dent) avec respectivement des grilles de 5x5 points, 3x5 points 4x5 points et 3x5 points.

2.3.3 Développement de la mesure MMT

Cette partie a pour but de présenter le développement d'un protocole de mesure en limitant l'incertitude des mesures. Pour cela des tests de répétabilité ont été fait tout au long du développement afin de voir si les différentes modifications de paramétrage ou de méthodologie ont une influence sur l'incertitude ou non. Dans un premier temps les aspects généraux du développement sont abordés avant de détailler plus précisément les spécificités propres à la méthode de mesure des deux types de roues étudiées.

2.3.3.1 Les tests de répétabilité

Il a été vu précédemment que la valeur cible d'incertitude en chaque point de mesure était de moins de 5 μm . Pour arriver à cet objectif, il est nécessaire d'effectuer des tests de répétabilité pour chaque protocole et programme de mesure développé pour des pièces différentes. Le principe des tests est simple. Une même pièce est mesurée plusieurs fois sans qu'aucun traitement ou modification n'y soit fait. Théoriquement, lorsque les nuages de points issus de ces mesures sont comparés, il ne devrait pas y avoir de différence. Ce n'est bien sur pas le cas puisque il y a plusieurs incertitudes dans la chaîne de mesure. Certains éléments d'incertitudes ne peuvent être améliorés, comme l'incertitude propre de la machine, avec ses erreurs, que se soit au niveau des règles de contrôle des déplacements, de l'asservissement, du palpeur, de l'algorithme de calcul du point dit « mesuré », etc. En revanche, certaines précautions sont à considérer et peuvent améliorer l'incertitude totale des

mesures, de même que certains paramètres dans le protocole de mesure ainsi que dans la méthode de programmation. Ces paramètres seront étudiés plus en détail par la suite. Afin d'étudier l'influence de chacun d'eux, nous pouvons distinguer différentes conditions de répétabilité :

- Mettre une pièce en position sur le marbre et prendre son référentiel. Il est alors possible de faire plusieurs mesures en modifiant par exemple le palpeur, la position de celui-ci, la vitesse de déplacement ou de palpation, etc. Les résultats traduiront donc uniquement l'effet de ces paramètres, sans être perturbé par le positionnement et le référencement de la pièce.
- Mettre en position la pièce sur le marbre et ne plus la bouger. Plusieurs mesures sont alors effectuées avec le même programme, en modifiant cette fois ci uniquement le référentiel (ex : références différentes, nombre de point pour identifier chaque référence) ou bien la façon de le récupérer (ex : nombre de reprise, vitesse de déplacement, position du palpeur). Ces conditions permettent de déterminer l'effet du référencement, la qualité du référentiel et de la méthode qui permet de le récupérer.
- Réaliser plusieurs mesures en gardant le même programme, le même référentiel, la même méthode de récupération du référentiel, mais en repositionnant la pièce entre chaque mesure. Il est ici possible d'étudier l'effet sur la répétabilité de la mise en position et du maintien en position de la pièce.
- Réaliser plusieurs mesures en gardant le même programme, le même référentiel, la même méthode de récupération du référentiel, en repositionnant la pièce entre chaque mesure avec toujours la même méthode. Entre chaque mesure la machine est éteinte puis rallumée, la calibration des palpeurs est réalisée. Ces conditions permettent de simuler des mesures faites sur une même pièce mais avec un intervalle de temps relativement long qui demande donc une réinitialisation de la machine.

Lors de ces tests de répétabilité, les nuages de points issus de différentes mesures sont comparés aux points théoriques de la roue. Les comparaisons consistent à calculer les erreurs selon la normale à la surface théorique en chaque point, comme définit à la section 2.2.6. Il est alors possible de déterminer l'étendue maximale en chaque point des différents nuages pris sur la même pièce. Une série d'étendues est alors obtenue. Les critères recherchés sur cette série sont :

- Un maximum de données (>95 %) inférieures à 5 μm ,
- Une moyenne et un écart type les plus faibles possible.

Après les premiers tests sur la géométrie « 1280 », il ressort clairement que certaines zones mesurées posent plus de problèmes que d'autres. En effet, les mesures des plans supérieurs et inférieurs ne sont pas vraiment problématiques, en revanche la mesure des diamètres extérieurs mais surtout des flancs le sont plus. Il convient donc de séparer les nuages de points de chaque zone pour étudier adéquatement la répétabilité. Cette méthode permettra aussi de faciliter le traitement des données par zone de mesure.

2.3.3.2 Référentiel

Le référentiel est un des éléments les plus importants lors de la mesure. Le résultat sur lequel seront basées toutes les conclusions de cette étude sera une différence entre deux nuages de points. Il est facile de comprendre que si le référentiel est différent à chaque mesure, les points mesurés seront différents, les résultats de répétabilité ne seront pas bons, et le résultat ne traduirait pas réellement la distorsion induite par l'induction. La prise du référentiel consiste à bloquer les 6 degrés de liberté (ddl). Les règles de construction et d'interprétation d'un référentiel sont précisément détaillées dans la norme ASME Y14.5. Il est important de préciser que pour le cas de l'étude du procédé d'induction, le repère ne doit pas être affecté par le traitement. En effet si les éléments du référentiel sont eux même soumis à des variations géométriques, le référentiel sera différent entre avant et après le traitement et

l'écart mesuré ne sera pas seulement dû au procédé d'induction. Il sera important de vérifier cet aspect pour toute nouvelle géométrie étudiée.

La méthode de récupération ayant été qualifiée comme la plus performante en termes de répétabilité est la suivante : référencer la pièce une première fois manuellement, puis le référentiel est repris automatiquement. À chaque reprise, l'opérateur valide la prise du référentiel ou peut décider de la relancer. L'opérateur relance le référencement tant que celui-ci ne se stabilise pas. À force de reprise, les points programmés pour définir chaque référence vont converger vers les points réels correspondants. Le référentiel est considéré comme stable lorsqu'au moins deux mesures successives n'ont pas montré d'écarts de plus de $0,5 \mu\text{m}$ pour la position des références A et B, et 1° pour la référence C. Généralement, 2 à 4 reprises sont nécessaires, mais cela peut varier en fonction par exemple de la qualité du référencement manuel.

- Géométrie « 1280 »

Pour ce type de roue, le référentiel sera défini par un plan et deux cercles. Étant donné que celui-ci ne doit pas être soumis à la chauffe, il est préférable de se rapprocher un maximum du centre de la pièce. Les trois références sont :

- Référence -A-

Le plan supérieur (ou inférieur selon la face mesurée) de l'épaulement, définit par trois points à 120° .

- Référence -B-

Le diamètre extérieur de l'épaulement, définit par 10 points. Il aurait été préférable d'utiliser le diamètre intérieur de la cannelure car c'est le référentiel primaire du dessin de définition. Mais la position des cannelures intérieures ne sont pas liées à la denture extérieure, d'où la difficulté de venir palper un cercle sur des dents dont la position angulaire n'est pas connue.

- Référence -C-

Le centre d'un perçage réalisé sur l'épaulement de la roue, aligné avec un creux de dents. La référence est définie par 20 points palpés à l'intérieur du perçage à une coordonnée Z donnée. Le protocole de perçage est fourni en ANNEXE I.

La Figure 2.20 ci-dessous illustre ces trois références.

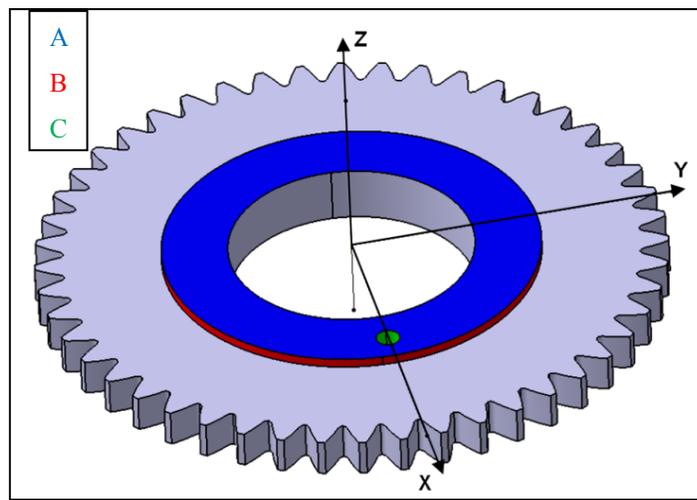


Figure 2.20 Système de référence pour la mesure des roues « 1280 »

- Géométrie « ATE »

Le référentiel sera défini par un plan, un cercle et un point. Cette géométrie présente un alésage d'un diamètre inférieur de quelques centimètres seulement au diamètre extérieur de la denture. Le centre de la roue ne peut donc pas être utilisé pour éviter que le référentiel ne soit affecté par la chauffe. Il va donc falloir privilégier les références sur la partie basse de la pièce. Les trois références sont illustrées sur la Figure 2.21 ci-dessous.

- Référence -A-

Le plan XY sera obtenu par palpation de trois points sur la « collerette » présente sur la partie basse de la pièce, sur un angle d'environ 120°.

- Référence -B-

Le centre du référentiel sera déterminé par palpation de 8 points sur le contour extérieur à mi-hauteur de la pièce.

- Référence -C-

Le blocage du dernier degré de liberté est fait par le palpation d'un point sur la surface latérale plane de la « collerette ». Une droite avec le point d'origine définit par les deux références précédentes est créée et constitue ainsi l'axe X. La Figure 2.21 ci-dessous illustre ce référentiel.

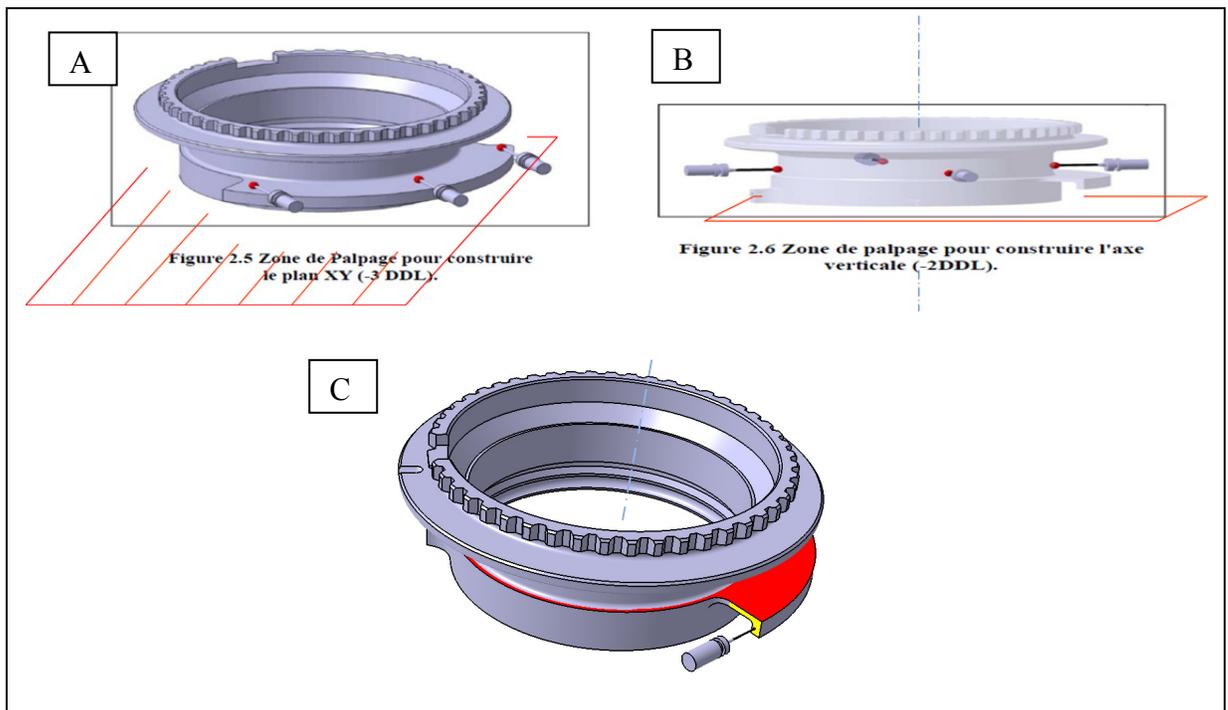


Figure 2.21 Référentiel « ATE »

Les référentiels définis, il convient de vérifier que les références choisies ne subissent pas de chauffe importante qui viendrait induire des distorsions sur le référentiel. Pour cela un traitement est réalisé sur chaque géométrie en utilisant des laques thermosensibles sur les surfaces du référentiel. Ces laques ont chacune une température pour laquelle elles vont

s'évaporer. Dans les cas étudiés, la plus basse des laques (79°C) ne s'évapore pas. Ceci permet d'émettre l'hypothèse que les référentiels ne sont pas affectés par les traitements thermiques, et ne présentent pas de distorsions.

2.3.3.3 Choix et position du stylet

Le stylet est la pièce à l'extrémité du palpeur de la MMT. Il comprend une bille à l'extrémité d'une tige permettant le palpé. Il convient de sélectionner un stylet approprié. Le stylet doit être le plus court possible, afin d'éviter un effet de flexion et le diamètre de la bille doit être relativement important pour être moins sensible à l'état de surface. En contre partie, un stylet court avec une grosse bille restreint la mesure des zones difficile d'accès. De plus, l'incertitude totale visée étant proche de la limite de la machine, les changements de stylet au cours de la mesure sont à proscrire. De la même façon, il est préférable d'éviter des changements de position du palpeur. Pour les deux géométries étudiées, le stylet sélectionné a une bille de 0,7 mm et une longueur utile de 12 mm (cf. Figure 2.22).

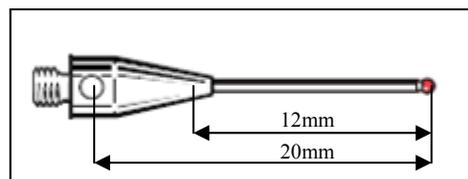


Figure 2.22 Palpeur utilisé

Ce choix est avant tout contraint par l'accessibilité des zones à mesurer. La longueur de ce stylet permet de mesurer les flancs de dents sur toute leur hauteur avec le palpeur en position verticale. De ce fait, les mesures se feront sans aucune indexation du palpeur.

2.3.3.4 Mise en position et maintien de la pièce

La mise en position est, à première vue, peu importante. En effet, si le référentiel est bien choisi et offre une bonne répétabilité, peu importe la position initiale de la pièce, il permettra

de localiser adéquatement la pièce au sein du volume machine. Par contre, la mise en position devient plus critique lorsque la répétabilité souhaitée s'approche de la limite de la machine comme dans le cas de cette étude. Il convient alors de prendre toutes les précautions possibles pour limiter les dispersions. Il est très important ici de replacer les roues toujours dans la même position, en particulier pour des mesures de surfaces gauches où la problématique liée au calcul du point mesuré devient critique. Il est alors essentiel que le contact palpeur/surface mesurée se fasse de la même façon à chaque mesure.

- Géométrie « 1280 »

Les premiers essais ont montré que la mesure des flancs était problématique et laissait souvent apparaître clairement un décalage angulaire puisque tous les flancs droits présentaient des erreurs opposées aux flancs gauches. De nombreuses pistes de solution ont été étudiées, en particulier sur l'orientation du palpeur, sans pour autant arriver à un niveau de répétabilité acceptable. Le fait que les flancs soient une surface en développante de cercle rend le calcul du « point mesuré » critique. Il est alors important de placer la pièce toujours de la même façon vis-à-vis du référentiel machine d'une mesure à l'autre. Il a donc fallu concevoir un montage permettant de positionner la roue de façon répétable. Ce montage consiste en une plaque support comportant une pige fixe, sur laquelle vient se loger un creux de dent, et une pige mobile qui vient se loger dans le creux de dent diamétralement opposé, le tout serré par une vis de pression. La ligne formée par les deux piges est parallèle au bord inférieur du support. Celui-ci est positionné spécifiquement sur le marbre de façon à orienter la dent #1 parallèle à l'axe Y de la machine, comme illustré sur la Figure 2.23.

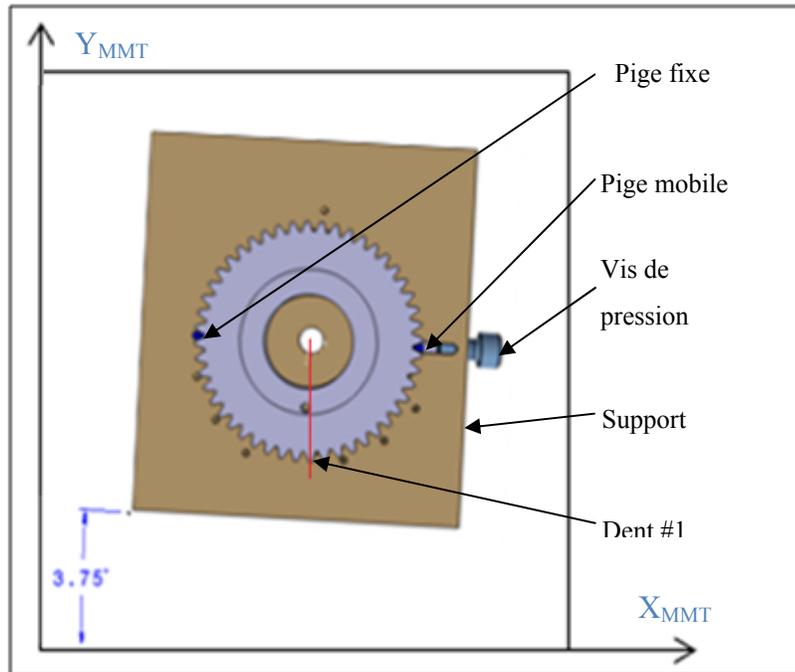


Figure 2.23 Positionnement du support des roues « 1280 » sur le marbre de la MMT.

Le maintien en position est présenté sur la Figure 2.24. Une vis de pression sur la pige mobile va permettre de réaliser la mise en position. Deux cylindres placés de chaque côté de la roue vont eux réaliser le maintien en position par un serrage central.

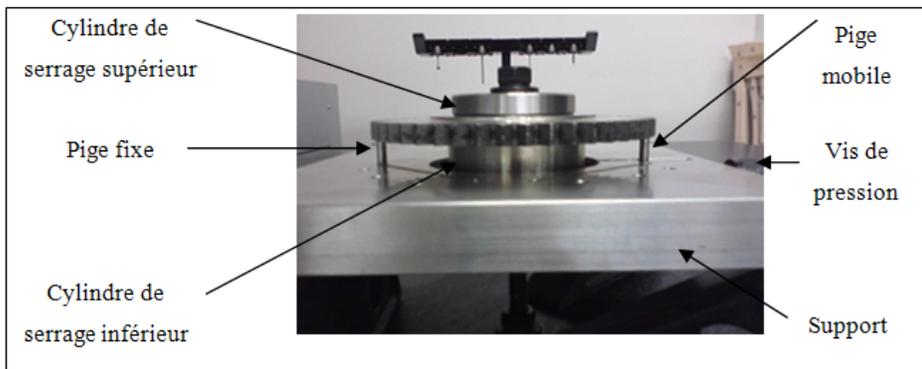


Figure 2.24 Maintien en position de la roue « 1280 ».

Le protocole de mesure complet pour la géométrie « 1280 » est fourni en ANNEXE II.

- Géométrie « ATE »

La mise en position pour la mesure de cette géométrie est un peu moins problématique que pour les roues 1280. Le fait que la denture est droite et non en développante de cercle rend moins critique la problématique du calcul du point mesuré. Attention tout de même, le palpeur doit être indexé pour la prise du référentiel, afin de venir palper les trois références.

La roue sera simplement positionnée sur un vé aimanté, de façon à positionner la rainure (ou la dent #0) dans l'axe du vé. Celui-ci est ensuite positionné dans l'angle inférieur gauche du plateau aimanté, lui-même positionné toujours à la même place sur le marbre et parallèle à l'axe X machine. La Figure 2.25 illustre ce positionnement.

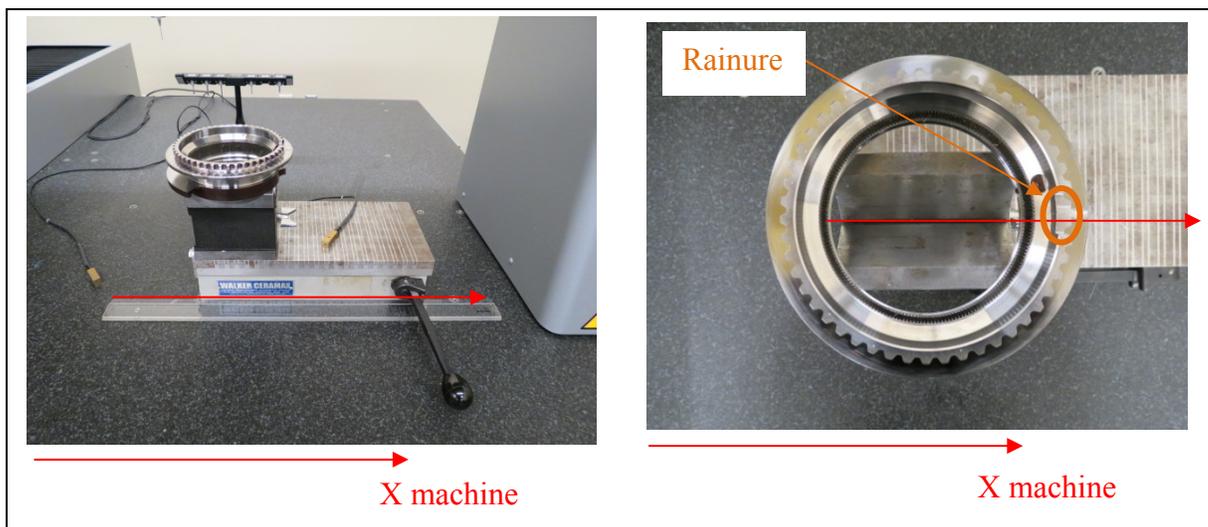


Figure 2.25 Mise et maintien en position roue « ATE »

Le protocole de mesure complet pour la géométrie « ATE » est fourni en ANNEXE III.

2.3.3.5 Artéfacts et palliatifs

Dans les deux cas de géométrie, il est nécessaire de réaliser certaines mesures préliminaires. En effet, l'analyse des résultats va consister en une comparaison des distorsions mesurées sur plusieurs roues, qui ne seront jamais identiques. Le but de ces mesures préliminaires est de

s'assurer que les coordonnées des points à mesurer sont associées aux mêmes références, et cela peu importe la roue.

- Géométrie « 1280 »

La référence -C- est un perçage usiné sur fraiseuse conventionnelle à l'ÉTS. Il est donc certain que le perçage présente inévitablement une erreur de positionnement. Pour éviter que cette erreur ne vienne influencer le référencement de chaque roue, l'angle entre le centre de ce perçage et le creux de dent entre les dents #1 et #2 est mesuré. Chaque roue aura donc son « angle de référence », qui permettra de « pivoter » le référentiel afin de corriger l'erreur de positionnement de la référence -C- pour chaque mesure. Cette mesure est présentée sur la Figure 2.26.

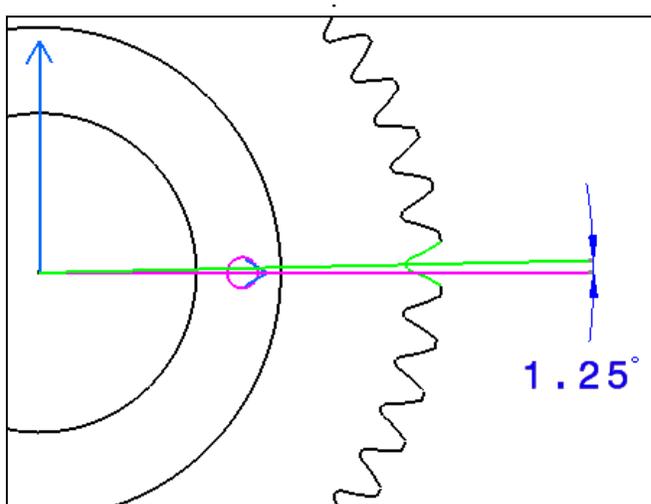


Figure 2.26 Mesure de « l'angle de référence »

Une autre problématique est la position de la denture entre les épaulements. En effet, d'après le dessin de définition (cf. Figure 2.27), la largeur de la denture et la distance entre les deux épaulements sont bien tolérancées, mais la denture peut « se déplacer » entre ces deux épaulements. Seule une distance minimale est précisée entre la surface latérale de la denture et la surface de l'épaulement.

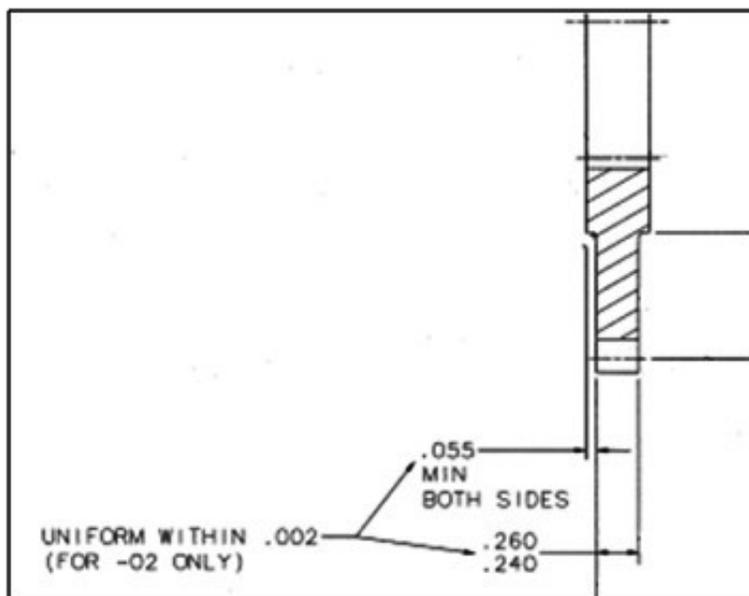


Figure 2.27 Extrait dessin de définition 1280 : tolérancement de la position de la denture entre les deux épaulements

Il a donc été convenu de contrôler le positionnement de la denture entre les deux épaulements sur chaque roue, afin de définir les coordonnées Z des points mesurés par rapport à la denture, et non par rapport aux épaulements. La Figure 2.28 ci-dessous montre les plans mesurés.

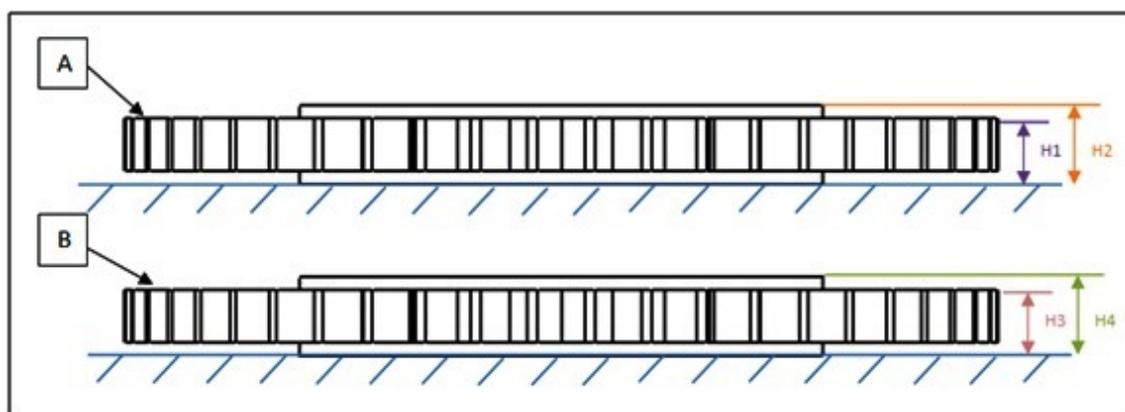


Figure 2.28 Mesure des plans des roues « 1280 »

Chaque plan est mesuré en plusieurs points. Les valeurs des mesures H1, H2, H3 et H4 correspondent à la coordonnée Z de chaque plan moyen calculé par la méthode des moindres carrés. Le protocole des mesures préliminaires est fourni en ANNEXE II.

- Géométrie « ATE »

Le programme de mesure est bâti sur un référentiel différent de celui qui vient d'être défini, et sera appelé référentiel de programmation. Celui-ci est composé du plateau pour la référence -A-, de l'axe de la roue pour la référence -B- et du centre de la rainure (ou de la dent #0) pour la référence -C-, comme illustré sur la Figure 2.29.

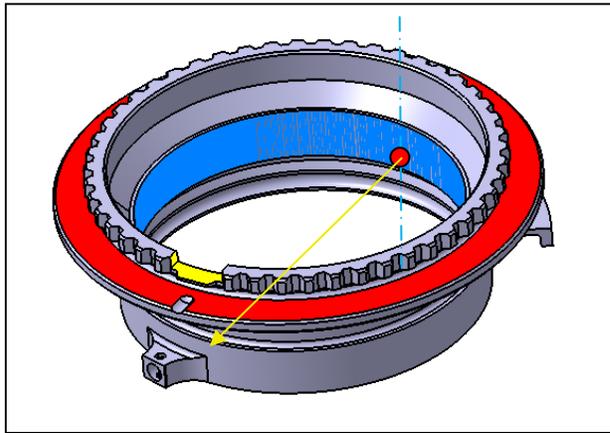


Figure 2.29 Pièce ATE - Référentiel de programmation

La référence -B- n'est pas un problème puisqu'elle est commune aux deux référentiels. En revanche, les références -A- et -C- du référentiel de programmation sont basées sur des surfaces soumises aux distorsions. Il est alors nécessaire de mesurer, avant tout traitement, la distance entre les deux références -A- et l'angle entre les deux références -C-. De cette façon, à chaque début de mesure, le référentiel est défini sur des surfaces non soumises aux distorsions, puis les références -A- et -C- sont corrigées spécifiquement pour chaque roue. Il y a donc deux mesures préliminaires :

- Distance suivant l'axe Z entre le plan supérieur de la collerette et le plan supérieur du plateau;
- Angle entre l'axe défini par l'origine et le point palpé sur la surface latérale de la collerette et l'axe défini par l'origine et le centre de la rainure.

Le protocole des mesures préliminaires est fourni en ANNEXE III.

2.3.4 Résultats de répétabilité

Étant donné le niveau de répétabilité souhaité, très proche de ce que peut offrir la machine, et devant les difficultés rencontrées, il a été décidé que pour une pièce traitée par induction, les mesures doivent être faites dans une période de temps restreinte, sans éteindre la machine, sans re-calibrer les palpeurs et sans repositionner le montage de mise en position. Ces restrictions permettent de retirer plusieurs étapes génératrices de dispersions, inconnues et/ou non-maîtrisées. Les conditions de répétabilité sont donc les suivantes :

- La calibration palpeur est faite au début, puis la MMT n'est ni éteinte ni utilisée pour d'autres mesures;
- Pour les roues « 1280 », le montage de positionnement de la roue est réglé une première fois puis n'est plus démonté;
- L'opérateur est le même pour toutes les mesures;
- Les mesures sont faites dans une période de temps minimale (2 à 3 jours maximum), avec une température de local stable (variation inférieure à 0.5°C);

- Entre chaque mesure, la pièce est retirée du marbre puis repositionnée. Le référentiel est donc repris pour chaque mesure.

Pour les deux géométries de roue étudiées, les tests finaux de répétabilité consiste en plusieurs mesures de plusieurs roues. Comme expliqué à la section 2.3.3.1, pour chaque mesure le nuage de points relevé est comparé aux points théoriques, et l'étendue maximale entre les différentes mesures de chaque pièce est calculée en chaque point. La Figure 2.30 ci-dessous illustre la méthode.

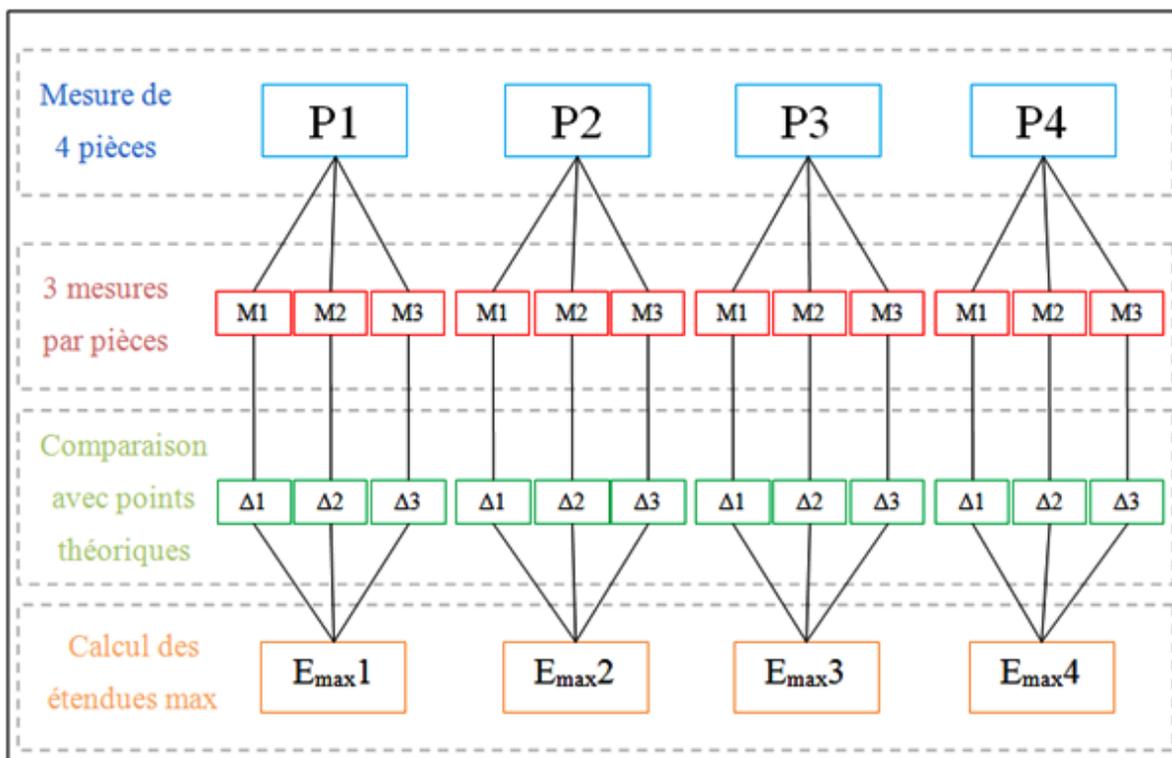


Figure 2.30 Exemple d'un essai de répétabilité

Les séries de données ainsi obtenues pour chaque pièce sont nettoyées des points aberrants en utilisant le test de Grubbs. Pour un échantillon de n points répartis aléatoirement suivant une loi normale et avec $n > 40$, le critère suivant est calculé pour chaque point :

$$G_n = \left| \frac{\bar{x} - x_i}{s} \right| \quad (2.4)$$

Si $G_n > 3$, alors la donnée est considérée aberrante (Baléo *et al.*, 2003).

L'incertitude sera ici définie comme l'étendue maximale observée pour chaque zone de mesure, après suppression des points aberrants.

- Géométrie « 1280 »

Les tests de répétabilité finaux pour cette géométrie consistent à réaliser une série de quatre mesures sur quatre pièces différentes. Les étendues maximales déterminées pour chaque zone de mesure sont données dans le Tableau 2.4 ci-dessous.

Tableau 2.4 Résultats de répétabilité roue « 1280 »

Zone de mesure	PS	GPS	DE	Flancs	PI	GPI
Etendue maximale (mm)	0,0030	0,0030	0,0027	0,0035	0,0030	0,0030

- Géométrie « ATE »

Les tests de répétabilité sont réalisés pour le programme développé ici (Prg2) mais aussi pour le programme de mesure d'A. Faure (Prg1), qui sera utilisé lors du traitement de la pièce P16. Pour la répétabilité du Prg2, les tests comprennent trois mesures sur deux pièces P, deux pièces R et deux pièces S. Pour la répétabilité du Prg1, trois mesures seront faites sur les deux pièces P. Le Tableau 2.5 ci-dessous présente un récapitulatif des étendues maximales déterminées par zone de mesure pour les deux programmes.

Tableau 2.5 Résultats de répétabilité « ATE »

Zone de mesure	Etendue maximale (mm)	
	Prg1	Prg2
R_Plat	0,0025	0,0038
PS_Plat	0,0030	0,0030
PS_Dent	0,0030	0,0030
GPS	0,0040	0,0030
RI	0,0039	0,0032
R_Dent	0,0024	0,0037
R_Creux	-	0,0063
Flancs	-	0,0058

2.3.5 Traitement des données

Pour chaque zone de mesure, les trois nuages de points prélevés avant TTI, après TTI et après revenu sont comparés afin de déterminer l'effet du procédé de traitement complet, mais aussi du TTI et du revenu uniquement. Les distorsions en chaque point de mesure sont calculées selon le vecteur théorique normal à la surface nominale.

Trois niveaux d'étude sont établis :

- Niveau de la roue unitaire : vérification de l'homogénéité des distorsions sur tout le périmètre de la roue => calculs des distorsions moyennes et de leur distribution sur chaque roue;
- Niveau recette d'induction : comparaison des distorsions moyennes mesurées sur les 4 roues traitées avec la même recette => qualification de la répétabilité des distorsions induites pour une recette d'induction donnée, et calcul des distorsions moyennes induites par chaque recette et leur distribution;
- Niveau induction : comparaison des effets sur la géométrie des roues de chaque recette d'induction.

2.3.6 Méthode d'analyse des flancs

L'exemple sélectionné ici correspond à l'étude des distorsions induites par la recette A sur la géométrie « 1280 ». Les Figures 2.31 et 2.32 ci-dessous présentent les distorsions moyennes respectivement des flancs gauches et droits, et ce pour chacune des quatre roues traitées avec la recette A. À noter que ce sont les distorsions mesurées uniquement sur la coordonnée Z3.

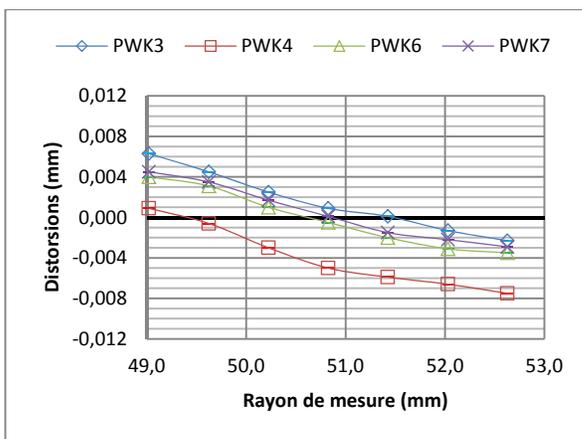


Figure 2.31 Recette A – Distorsions moyennes des flancs gauches mesurés sur la coordonnée Z3

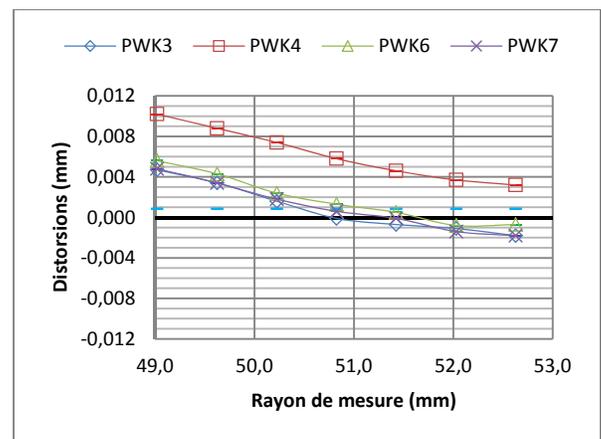


Figure 2.32 Recette A – Distorsions moyennes des flancs droits mesurés sur la coordonnée Z3

Les Figures 2.31 et 2.32 montrent que les quatre roues traitées avec la recette A présentent les mêmes tendances de distorsion. En revanche, il est possible d'observer des écarts entre les courbes de chaque roue pouvant aller jusqu'à 5 μm . Il y a comme une symétrie entre les figures du flanc droit et du flanc gauche. La roue qui présente les distorsions les plus élevées sur le flanc gauche présente les distorsions les plus faibles pour le flanc droit, et inversement. Étant donné que le développement de la mesure des flancs a posé beaucoup de problèmes et notamment de dissymétrie des erreurs entre deux flancs d'une même dent, les écarts entre chaque roue peuvent être dus à des erreurs de mesure. Il a donc été posé l'hypothèse que les dents se déforment de façon symétrique sur les deux flancs. La figure suivante présente la même mesure de distorsion, mais moyennée sur les deux flancs.

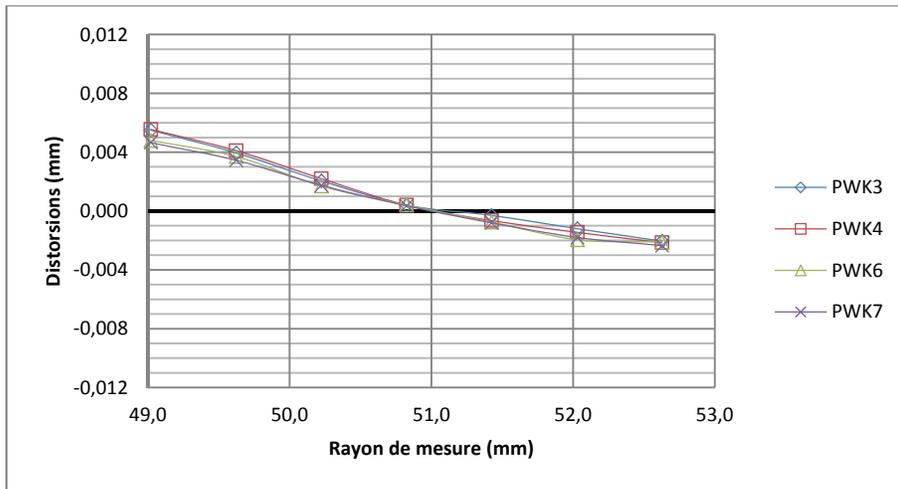


Figure 2.33 Recette A – Distorsions moyennes des deux flancs mesurés sur la coordonnée Z3

De cette façon, les quatre courbes correspondantes aux quatre roues traitées avec la recette A montrent des distorsions identiques. Ceci rassure sur la validité des mesures. L'hypothèse que les écarts constatés entre les roues correspondent à une erreur de mesure avec la présence d'un décalage entre les flancs d'une même dent est donc admise.

Cette méthode sera utilisée sur les résultats de la mesure des flancs des deux géométries.

2.3.7 Traitement induction

Le traitement par induction est fait sur une machine de marque EFD de 1,2 MW de puissance, équipée de deux générateurs, haute et moyenne fréquence. Ils peuvent être utilisés successivement ou bien simultanément. Les montages des roues étudiées sur la machine sont présentés sur la Figure 2.34 ci-dessous.

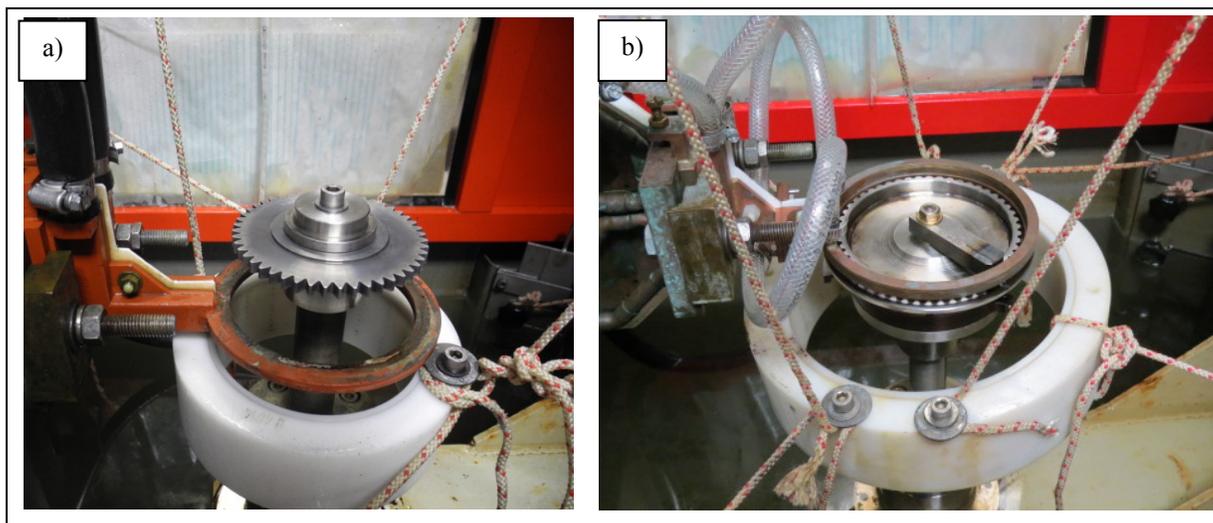


Figure 2.34 Montage d'induction pour la roue « 1280 » (a) et la roue « ATE » (b)

La pièce doit être positionnée au mieux au centre de l'inducteur. Pour cela deux paramètres sont à contrôler :

- Concentricité de la roue et de l'inducteur. Le couplage (écart entre la roue et l'inducteur) doit être le plus constant possible;
- Positionnement de la roue en hauteur (coordonnée Z). La denture doit être positionnée au milieu de l'inducteur.

L'inducteur utilisé pour la géométrie « 1280 » a un diamètre intérieur de 110 mm et une épaisseur de 6 mm. Celui utilisé pour la géométrie « ATE » a un diamètre intérieur de 133 mm et une partie active de 7 mm d'épaisseur. Sa forme en biseaux est spécifique à cette géométrie.

2.3.8 Revenu

Le but du revenu est de relaxer une partie des contraintes de tensions présentes dans la pièce à la fin du procédé de fabrication. Il est donc fort probable qu'il ait aussi un effet sur les distorsions, et cette étude cherchera à en quantifier l'ordre de grandeur. Pour les deux géométries étudiées, il y aura donc trois mesures par roue : une mesure avant le traitement d'induction, une mesure intermédiaire et une mesure après revenu. Il faut savoir que le procédé industriel d'obtention des roues « 1280 » contraint d'effectuer le revenu dans une plage de deux heures après le traitement par induction. La même contrainte sera prise pour le traitement des roues « ATE ». Cette plage limite donc le temps de la mesure intermédiaire. Les caractéristiques du revenu sont les suivantes : 2 heures à 150°C.

2.4 Conclusion

L'étude de la métrologie des engrenages a permis de prendre connaissance des mesures usuelles faites sur les roues d'engrenages, et ainsi de définir les points stratégiques à mesurer pour étudier l'effet de l'induction. Une fois le besoin défini, l'étude des différents outils de mesure disponibles a permis de faire un choix éclairé en s'orientant vers l'utilisation d'une MMT. De nombreuses mesures tests ont été réalisées sur la première géométrie d'engrenage étudiée, les roues « 1280 ». L'objectif de répétabilité ($<5 \mu\text{m}$) à atteindre a été un défi pour ces roues car il est très proche des limites intrinsèques de la machine. Si les premiers résultats ont révélé des difficultés sur certaines zones de mesure, des corrections adéquates ont pu être appliquées et une méthodologie a pu être mise en place.

CHAPITRE 3

TRAITEMENT DES ROUES « 1280 »

3.1 Introduction

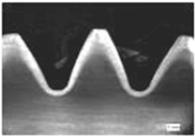
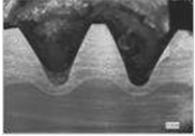
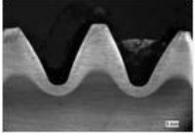
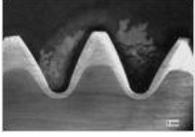
Le processus de fabrication complet des roues d'engrenage chez PWC comprend les étapes suivantes : durcissement global permettant d'obtenir la dureté à cœur souhaitée, usinage de la géométrie avec surépaisseurs, durcissement superficiel de la denture (induction), traitement de revenu et enfin rectification. L'objectif de cette partie de l'étude est de quantifier les distorsions induites par le procédé de durcissement superficiel par induction, et de vérifier s'il est envisageable de retirer l'étape de rectification post-induction. Cette étape de production est couteuse en temps et en argent puisqu'elle consiste en un usinage avec des tolérances faibles sur des surfaces durcies à plus de 57HRC. L'élimination de celle-ci serait donc un gain non négligeable. Pour cela, la méthode consiste tout d'abord à comparer les déformations initiales (avant TTI) des différentes roues pour vérifier que les surépaisseurs sont équivalentes sur toutes les roues étudiées. Ensuite, celles-ci sont traitées et la répétabilité des distorsions induite par chaque recette est évaluée, avant de pouvoir comparer l'effet des différentes recettes entre elles. Ces mesures vont ainsi permettre de tirer des tendances de distorsion en fonction des recettes d'induction utilisées. Cette étude est menée en parallèle avec V. Savaria, étudiant au doctorat, qui travaille sur les contraintes résiduelles générées lors de l'induction. À la suite de ces deux études, il sera possible de déterminer quels types de recettes minimisent les distorsions tout en maximisant les contraintes résiduelles de compression, ou bien le meilleur compromis entre les deux.

3.2 Plan d'expériences

Le plan d'expérience de base a été mis en place par V. Savaria. Il consiste à utiliser 4 recettes d'induction différentes, chacune sur huit roues, soit 32 roues, et de réaliser différents tests de fatigue et différentes mesures de contraintes résiduelles. Les quatre recettes donnent un

éventail des types de profil de durcissement que l'on peut obtenir par induction, afin de déterminer les plus bénéfiques en termes de contraintes résiduelles et de résistance en fatigue. La première réalise un durcissement de contour, la deuxième réalise un durcissement de la dent au complet (through hardening), et les deux dernières donnent des durcissements intermédiaires. À noter que les recettes A et D donnent une profondeur durcie en creux de dent et à mi-épaisseur de 0,5 mm, tandis que les recettes B et C présentent une profondeur en creux de dent d'environ 1 mm. Le détail des recettes est présenté en ANNEXE IV. Pour l'étude présentée ici, quatre roues par recette seront mesurées. Elles permettront d'observer les différences qu'il peut y avoir en termes de distorsions entre les quatre recettes, et d'observer si les effets des traitements par induction sur les variations géométriques de la roue sont répétables.

Tableau 3.1 Tableau des expériences pour les roues « 1280 »

#	Recette	Détails	Type de contour	Utilisé pour	
PWK1-3 PWK1-4 PWK1-6 PWK1-7	A	Préchauffe MF + flash MF/HF simultané		Répétabilité des distorsions	Effets de différentes recettes d'induction sur les distorsions
PWK1-8 PWK1-9 PWK1-11 PWK1-14	B	Préchauffe MF + flash HF		Répétabilité des distorsions	
PWK1-15 PWK1-18 PWK1-20 PWK1-21	C	Multiple préchauffe MF + flash MF/HF simultané		Répétabilité des distorsions	
PWK1-24 PWK1-25 PWK1-26 PWK1-27	D	Petite préchauffe MF + flash HF de forte puissance		Répétabilité des distorsions	

3.3 Protocole expérimental

Le protocole appliqué à l'ensemble des roues « 1280 » de leur réception à l'état usiné avec surépaisseur jusqu'à leur réexpédition pour la rectification finale est le suivant :

- Perçage de la référence -C- (cf. ANNEXE I),
- Mesures préliminaires (cf. ANNEXE II) : position de la référence -C- (rayon par rapport au centre de la roue et angle avec le creux de dent #1) et hauteur des épaulements,
- Mesure MMT (cf. ANNEXE II),
- Traitement d'induction planifié pour la roue en question,
- Mesure MMT,
- Revenu : 2h à 150°C,
- Mesure MMT.

3.4 État initial des roues

Les seize roues utilisées pour cette étude ont été fabriquées chez Pratt & Whitney Pologne (PWK) pour des questions de validité des résultats vis-à-vis de leur processus de fabrication. Malgré cela, les roues ne sont pas toutes identiques, il n'est pas certain qu'elles viennent du même lot de fabrication et donc qu'elles aient été usinées avec le même outil. Pour ces raisons il est important de vérifier les défauts initiaux de chaque pièce. En effet, il est possible que l'induction puisse avoir des effets différents selon l'état initial géométrique de la pièce en question.

La Figure 3.1 ci-dessous présente une comparaison entre les nuages de points moyens issus des quatre mesures de répétabilité et la pièce théorique, pour les roues PWK4, 8, 16 et 24.

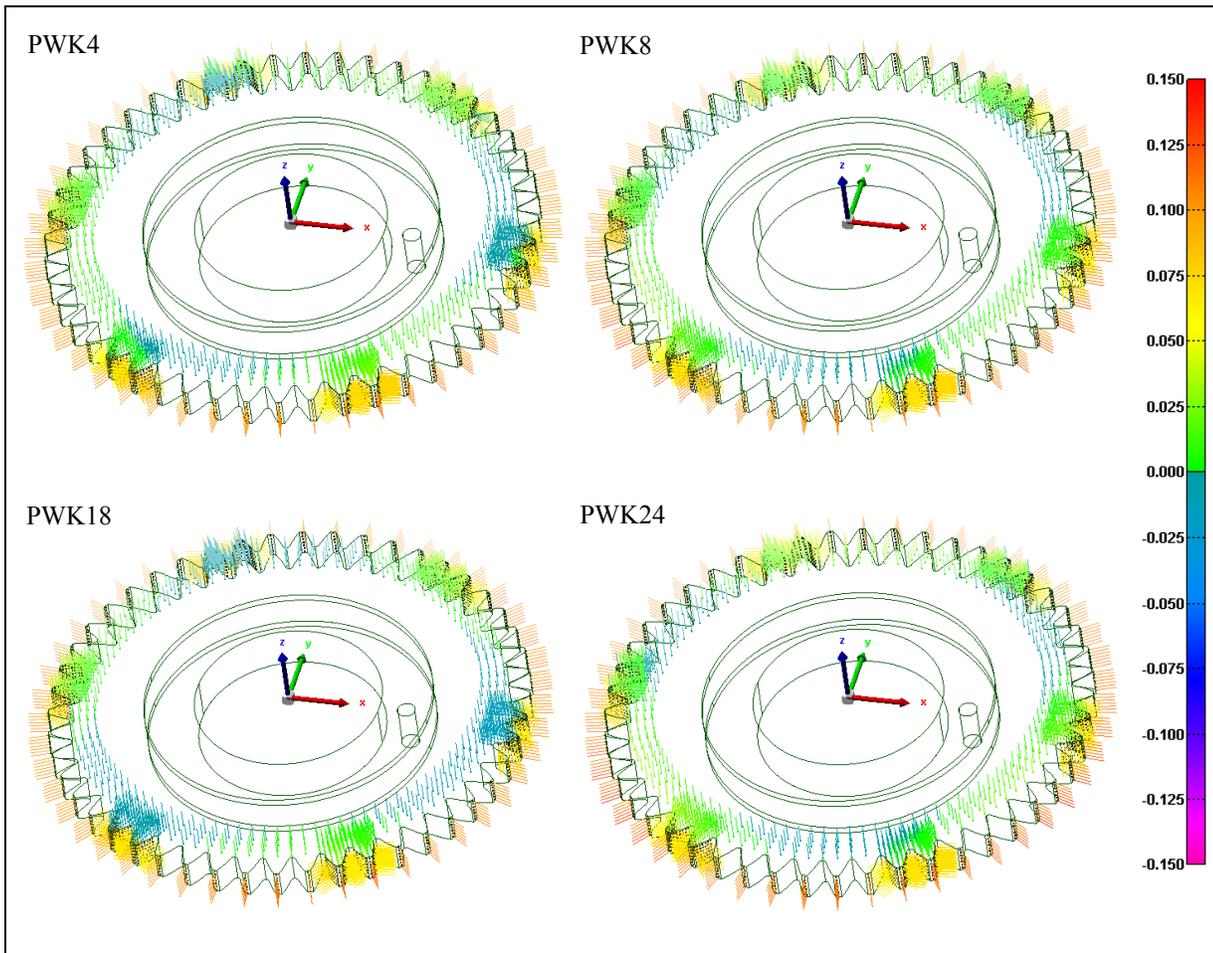


Figure 3.1 Déviations géométriques avant induction des roues PWK4, 8, 18 et 24 (mm)

Ces figures montrent de part les codes couleurs des erreurs d'usinage et des surépaisseurs ayant les mêmes tendances sur les quatre roues, à la position angulaire près qui dépend du référentiel -C- pris arbitrairement sur le périmètre de chaque roue. Pour le plan supérieur, il y a une alternance de déformations comprises entre +25 et -25 μm . Les rayons extérieurs ont une surépaisseur de 100 à 150 μm , et les flancs de 50 à 80 μm .

Ces mesures sont faites sur toutes les roues et les déviations géométriques initiales sont considérées identiques pour les 16 roues étudiées. Pour ce qui est de l'état microstructural initial des roues, il est supposé équivalent puisqu'elles ont toutes été fabriquées selon le

même mode opératoire, et ont subi un durcissement global identique afin d'obtenir une dureté à cœur de 45 HRC. Il en est de même pour les contraintes résiduelles initiales, et ce pour les même raisons.

3.5 Homogénéité des distorsions sur le périmètre d'une roue

Avant de pouvoir caractériser les distorsions induites sur une roue, il est important de vérifier l'homogénéité de celles-ci sur le périmètre de la roue. Étant donné le nombre important de pièces, les résultats présentés sont restreints aux roues PWK3, 8, 18 et 24. Chacune d'elles est traitée avec une recette différente (respectivement recette A, B, C et D). Les Figures 3.2 à 3.5 ci-dessous présentent les distorsions mesurées à la suite du TTI sur les roues PWK3, 8, 18 et 24 afin de constater leur homogénéité sur le périmètre de la roue, à l'aide de l'échelle de couleur. Ces figures sont divisées en deux images. La première correspond aux distorsions de la face A et des flancs, tandis que la seconde correspond aux distorsions de la face B et des rayons extérieurs.

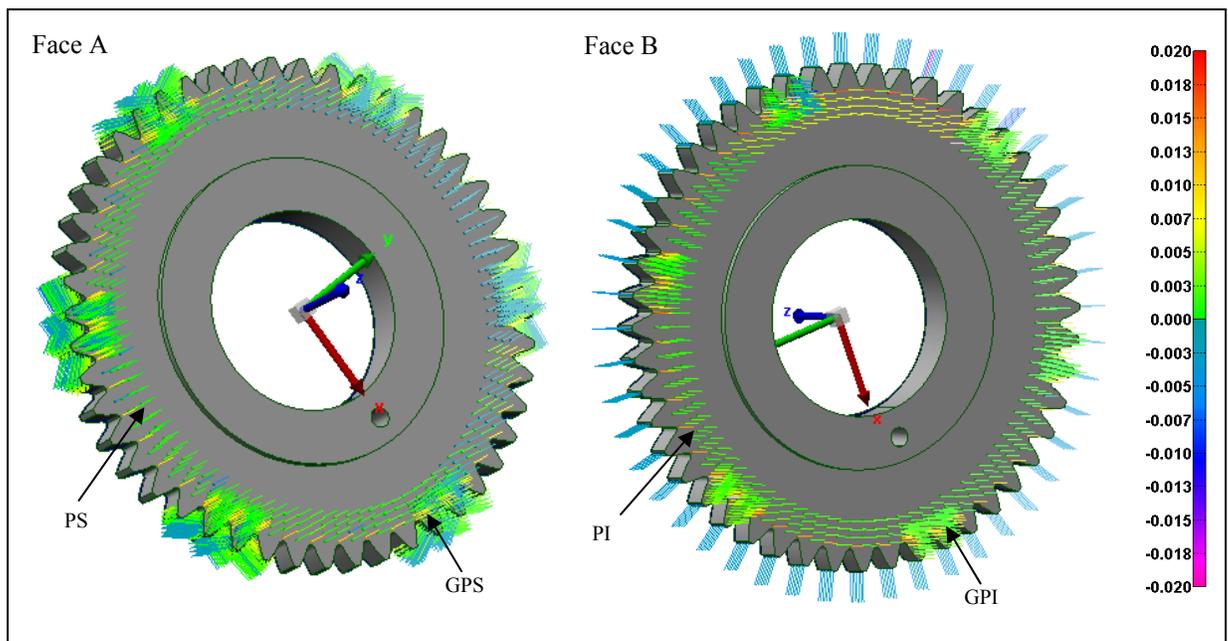


Figure 3.2 Recette A : Distorsions roue PWK3 (mm)

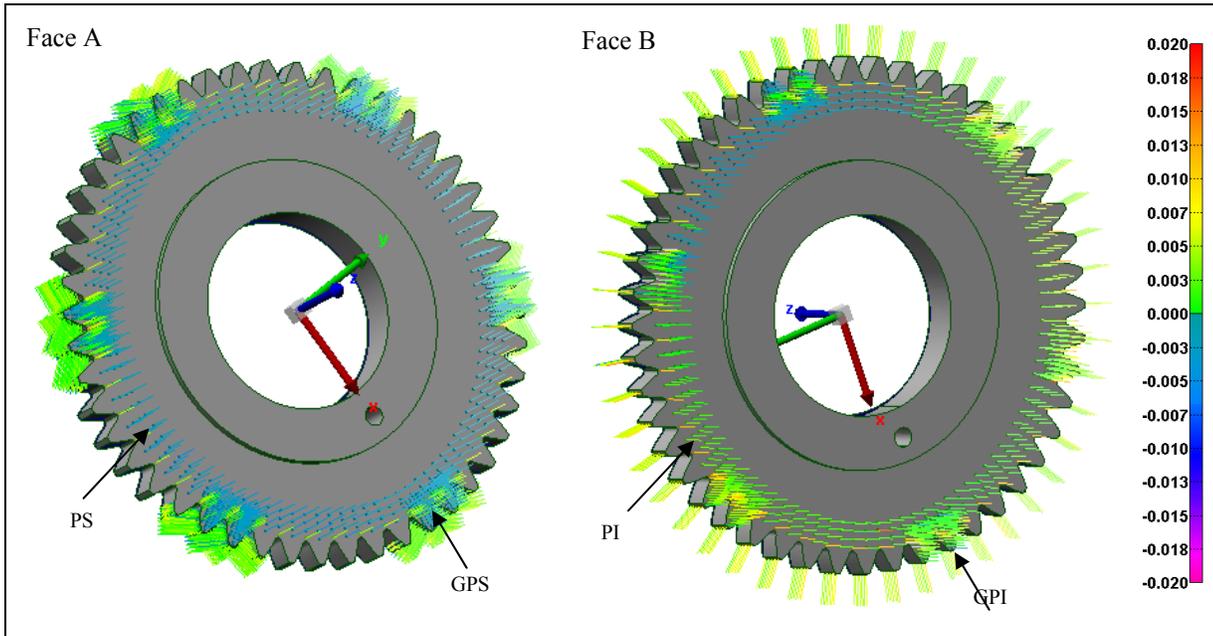


Figure 3.3 Recette B : Distorsions roue PWK8 (mm)

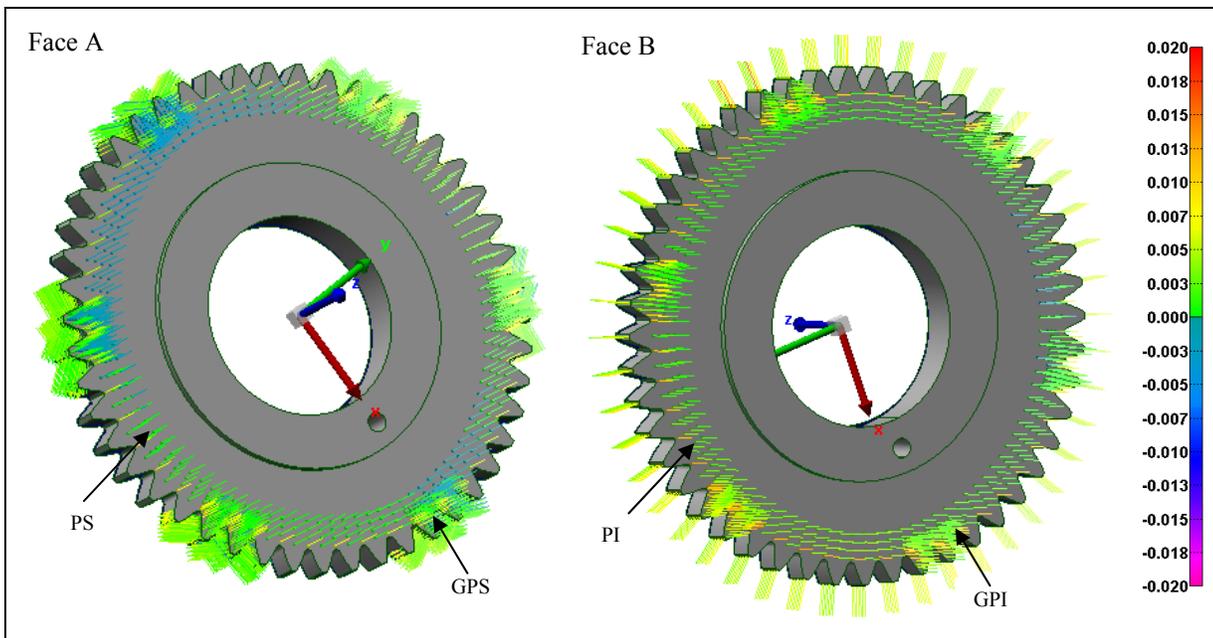


Figure 3.4 Recette C : Distorsions roue PWK18 (mm)

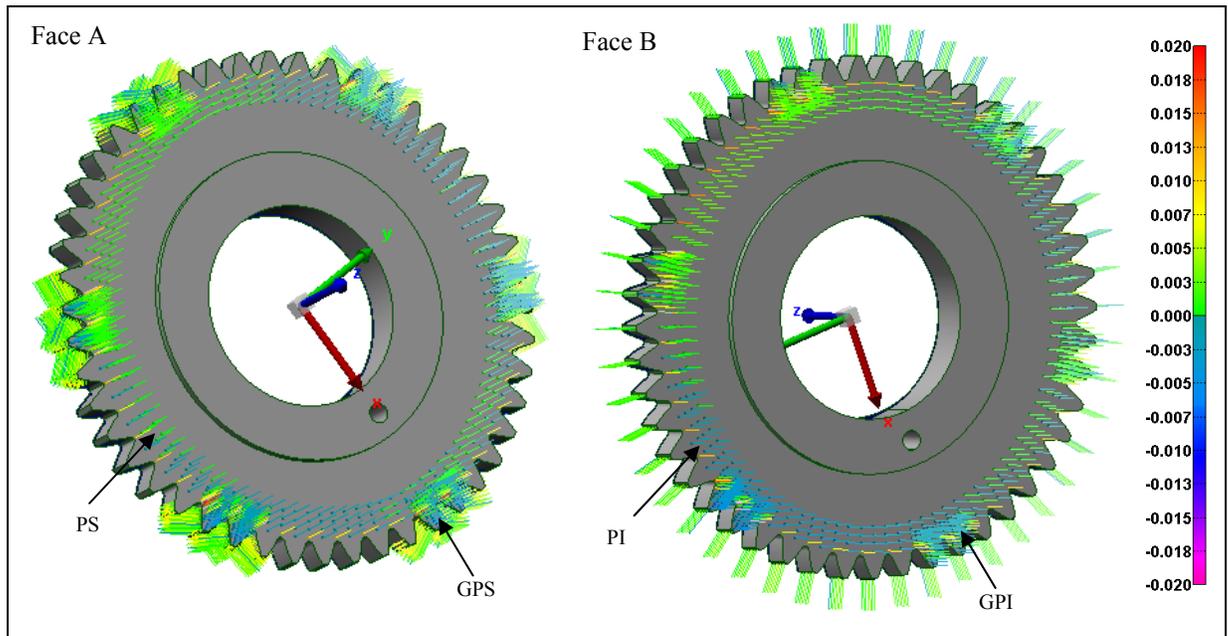


Figure 3.5 Recette D : Distorsions roue PWK24 (mm)

Les plans supérieur et inférieur montrent une distorsion très faible pour la quasi-totalité des points. Certaines roues présentent deux couleurs distinctes pour ces zones, vert et bleu clair. D'après l'échelle de couleur, ces différences correspondent à des secteurs mesurés en positif et d'autres en négatif. Pour autant, les écarts semblent inférieurs à $3\ \mu\text{m}$, qui est la valeur de l'incertitude pour un point donné, et sont donc qualifiés de non-significatifs. En revanche, il est possible d'observer sur le rayon de mesure le plus grand qu'un point sur deux affiche une distorsion qui paraît significative. Ces points sont tous proches du creux de dents. Il semble donc que pour les zones PS et PI il n'y ait que ce point qui ait une distorsion significative.

Les groupes de dents supérieurs et inférieurs montrent la même tendance, avec une distorsion qui semble se localiser à proximité du creux de dent. La roue PWK24 montre aussi une distorsion qui paraît significative au niveau des têtes de dent. Le même problème que pour les zones PS et PI est aussi présent, avec certaines paires de dents en vert et d'autres en bleu clair sur une même roue. Mais encore une fois les écarts ne semblent pas supérieurs à l'incertitude de mesure. Il est aussi possible de remarquer que les points proches du creux de

dents montrent les distorsions les plus importantes. Mais pour certaines roues, ces points montrent une fois une distorsion supérieure à $20\ \mu\text{m}$, et une autre fois une distorsion inférieure à $-20\ \mu\text{m}$. Il est possible que les coordonnées de ce point aient été choisies trop proche de l'arrête du creux de dents, ce qui expliquerait cette dispersion. L'analyse de ces points devra être faite avec précaution.

Les distorsions des rayons extérieurs sont faibles, mais différentes pour chaque roue. Cette zone de mesure ne montre aucun problème d'homogénéité, tous les vecteurs d'erreurs représentés sur les différentes figures ont la même couleur sur le périmètre des roues.

La mesure des flancs de dents, qui a été problématique lors du développement de la méthode de mesure, semble donner des distorsions assez homogènes entre les différentes paires de dents de chaque roue. Il semble tout de même que certaines dents présentent une légère dissymétrie entre les flancs gauches et droits. La roue PWK8 (recette B) en est un exemple. La paire située à 240° affiche une symétrie claire entre les flancs gauches et droits. En revanche, la paire située à 180° montrent une dissymétrie, avec sur les flancs droits des distorsions de 5 à $7\ \mu\text{m}$, et sur les flancs gauches des distorsions proches de $0\ \mu\text{m}$. Cette zone de mesure sera donc à analyser avec précautions entre les distorsions des deux flancs.

Deux remarques sont à soulever. Les points proches du creux de dents pour la zone GPS, et plus particulièrement pour la zone GPI, montrent sur certaines roues une réelle dispersion. Lors de l'analyse des distorsions, un certain recul devra être pris pour ces points. La seconde remarque concerne la mesure des flancs. Il apparaît sur certaine roue une dissymétrie entre les flancs gauches et droits. Mais cette particularité n'est pas systématique sur toutes les paires d'une même roue, ce qui laisse penser qu'elle soit due à un problème de mesure. Une investigation au cas par cas a été menée lors de l'analyse des distorsions, et il se trouve que ces erreurs de dissymétrie semblent totalement aléatoires. C'est pourquoi la correction présentée à la section 2.3.6 est appliquée.

Ces conclusions sont valables pour l'ensemble des roues étudiées, hormis la roue PWK4. En effet, elle présente une dissymétrie réellement problématique pour les distorsions mesurées sur les rayons extérieurs, ainsi qu'entre les distorsions des deux flancs d'une même dent et ce pour toutes les paires de dents mesurées. Le cas de la roue PWK4 reste isolé, et une étude approfondie a montré de réelles dispersions des distorsions de cette roue. L'hypothèse d'une erreur de mise en position ou de maintien en position semble réaliste, et cette roue ne sera pas prise en compte pour la suite de l'étude.

3.6 Répétabilité des distorsions induites par une recette d'induction

Le but de cette section est d'analyser la répétabilité des distorsions entre plusieurs roues traitées avec la même recette d'induction. La démarche est illustrée ici avec la recette A uniquement. Pour rappel la roue PWK4 a été retirée du plan d'expérience. Cette analyse ne présente donc que les roues PWK3, 6 et 7. Pour les autres recettes cette démarche est appliquée sur quatre roues. L'analyse se répartit selon les six zones de mesures et concerne uniquement les distorsions induites par le TTI. L'effet du revenu sera étudié ultérieurement.

3.6.1 Répétabilité des distorsions des plans supérieur et inférieur

La première étape consiste à regrouper tous les points mesurés par cercle de mesure. L'étude de l'homogénéité des distorsions (cf. 3.5) sur les zones PS et PI a montré que les points en creux de dents sont les seuls qui semblent présenter une distorsion significative. C'est pourquoi ces groupes de données sont séparés en deux, correspondant aux lignes de points alignées avec les creux de dents et celles alignées avec les dents. La Figure 3.6 ci-dessous rappelle les points de mesure des zones PS et PI, et illustre la séparation des données en deux lignes.

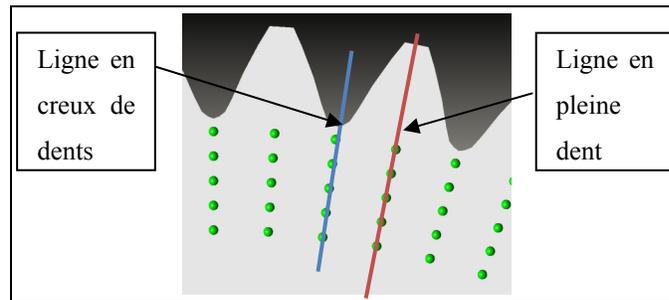


Figure 3.6 Points de mesure PS/PI

Les Figures 3.7 et 3.8 ci-dessous présentent les distributions des distorsions relevées sur les trois roues traitées avec la recette A.

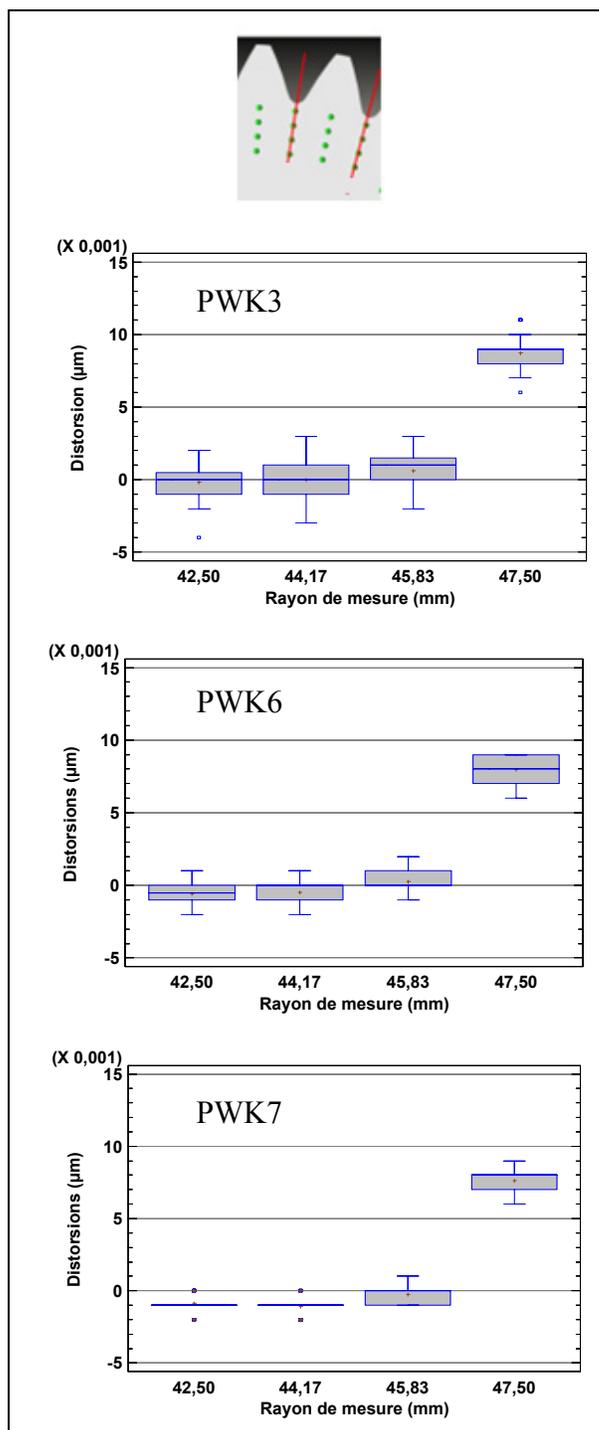


Figure 3.7 Distribution des distorsions du plan supérieur - lignes en creux de dents - recette A

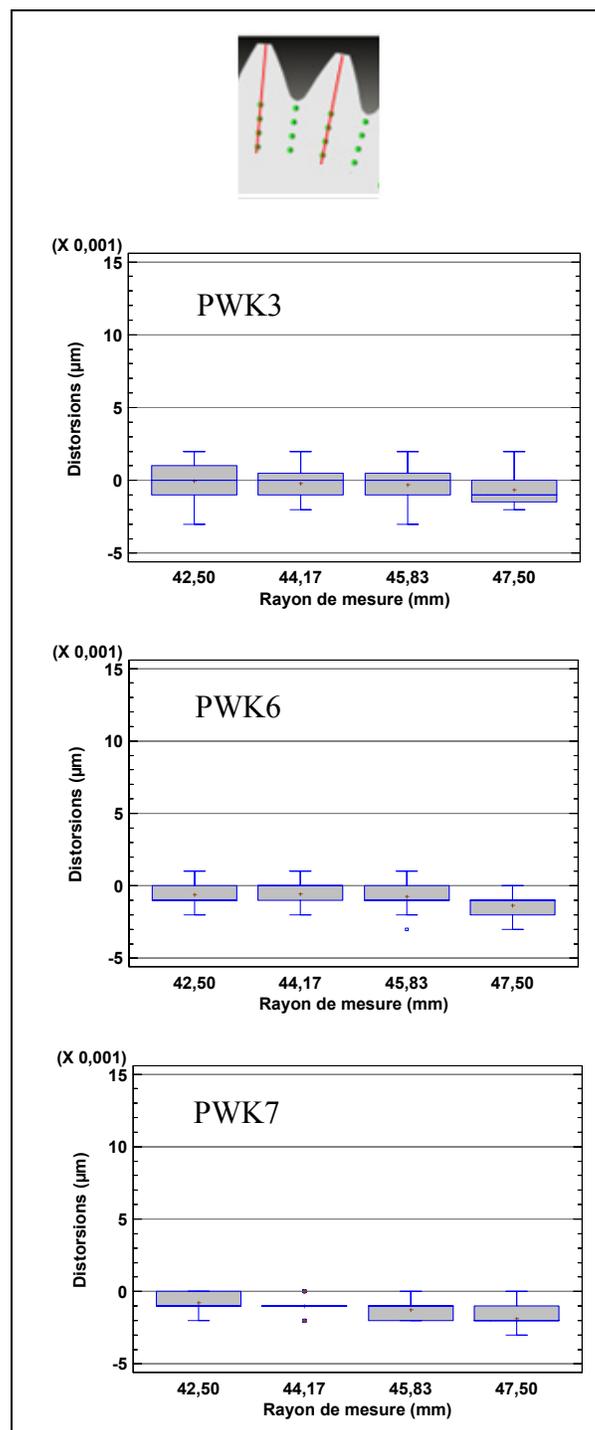


Figure 3.8 Distribution des distorsions du plan supérieur - lignes en creux de dents - recette A

Ces graphiques montrent clairement qu'entre les trois roues, les répartitions des distorsions affichent des tendances identiques pour les quatre cercles de mesure, en creux de dents et en pleine dent. Il est alors approprié de regrouper les données pour déterminer la distribution des distorsions induites par la recette A. En revanche les lignes en pleine dent présentent des distorsions relativement faibles. Il est alors admis que ces distorsions sont noyées dans l'erreur de mesure. La suite de l'analyse s'attarde donc sur les lignes en creux de dents. Ces distributions sont aussi déterminées pour le plan inférieur, et les mêmes conclusions sont tirées. Les Figures 3.9 et 3.10 ci-dessous présentent donc pour les zones PS et PI les distributions des distorsions des trois roues pour les lignes en creux de dents. Elles sont accompagnées des moyennes, écarts types et incertitude élargie pour un intervalle de confiance de 95 %.

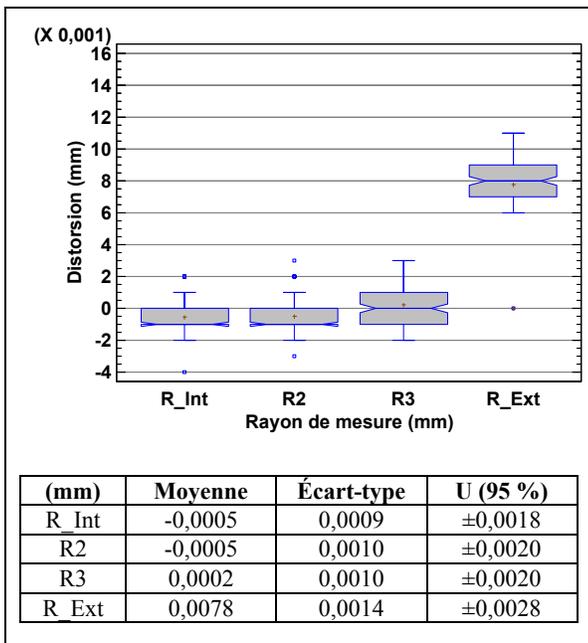


Figure 3.9 Distribution des distorsions induites par la recette A sur PS

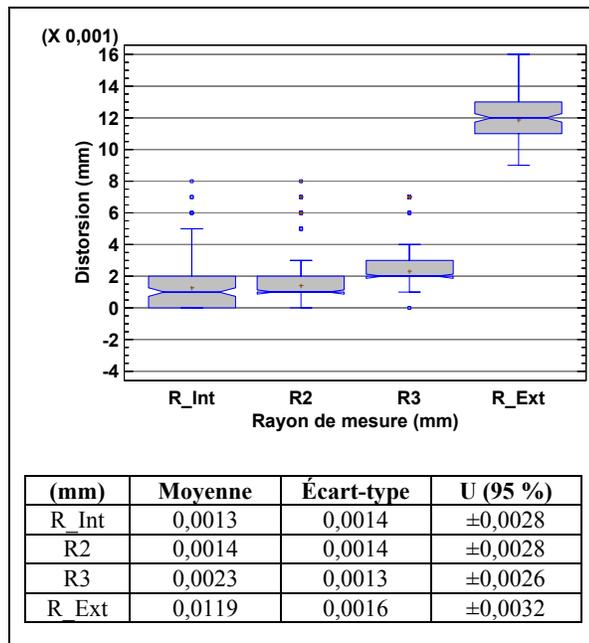


Figure 3.10 Distribution des distorsions induites par la recette A sur PI

Il apparaît que les deux plans ont la même tendance mais avec des valeurs plus importantes pour le plan inférieur. Les moyennes présentent une différence de 2 à 4 µm. Les valeurs de

l'incertitude élargie U (95 %) caractérise la répétabilité des distorsions. Elle signifie que pour une roue traitée avec la recette A, 95 % des points présenteront une distorsion située dans cet intervalle autour de la distorsion moyenne.

Cette analyse est réalisée pour les trois autres recettes. Pour chacune d'elles, les distributions des distorsions en creux de dents et en pleine dent des quatre roues regroupées ont pu être déterminées. En effet, la comparaison des quatre roues a montré des tendances et des valeurs de distorsions identiques. L'incertitude élargie maximale de chaque recette est définie comme représentative de la répétabilité des distorsions induites par celle-ci. Le Tableau 3.2 ci-dessous présente ces valeurs pour chaque recette.

Tableau 3.2 Répétabilité des distorsions pour les plans supérieur et inférieur

U (95 %) _{max} (mm)	Recette A	Recette B	Recette C	Recette D
PS	± 0,0028	± 0,0012	± 0,0021	± 0,0018
PI	± 0,0032	± 0,0019	± 0,0016	± 0,0016

De manière générale, les distorsions induites par une recette donnée sur les rayons extérieurs présentent une répétabilité comprise entre 3 et 6 μm .

3.6.2 Répétabilité des distorsions des plans inférieur et supérieur des groupes de dents

Étant donné les premiers résultats issus de l'analyse des plans supérieur et inférieur, l'analyse des plans des dents à proprement parlé est directement divisée en lignes de mesure. Quatre lignes sont définies et représentées sur la Figure 3.11 : les lignes en creux de dents, les lignes coté creux de dents, les lignes coté pleine dent et les lignes en pleine dent.

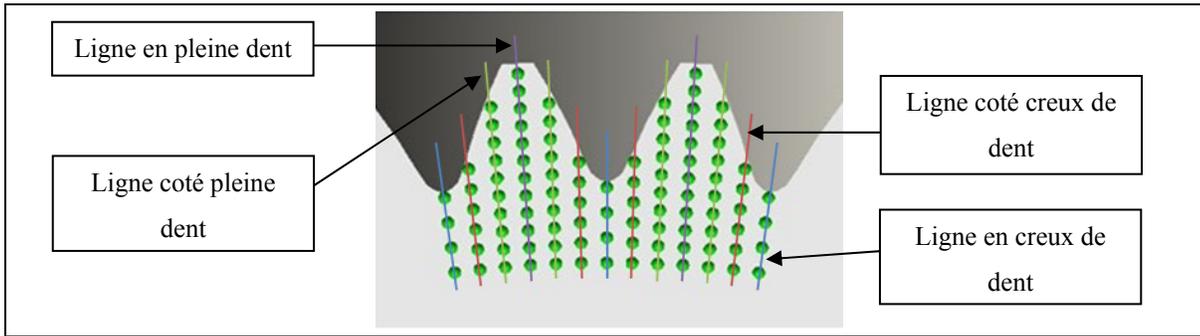


Figure 3.11 Points de mesure GPS/GPI

Les Figures 3.12 à 3.15 ci-dessous présentent la distribution de ces distorsions relevées sur les trois roues traités avec la recette A.

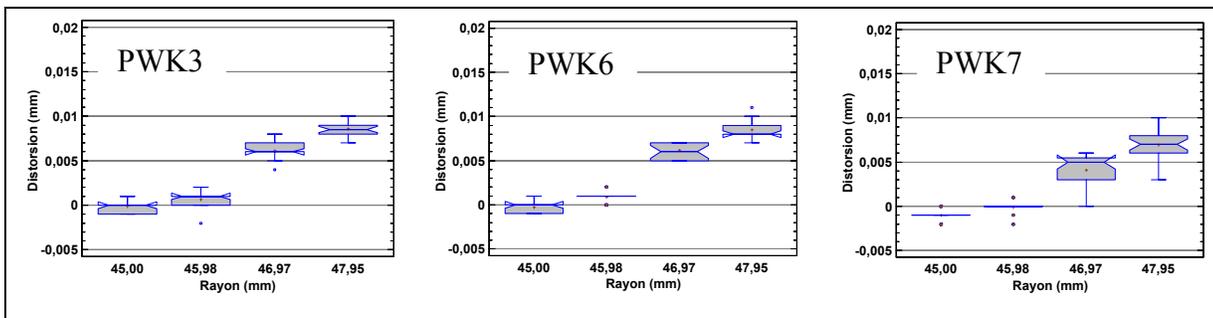


Figure 3.12 Distribution des distorsions du plan supérieur des groupes de dents - lignes en creux de dents - recette A

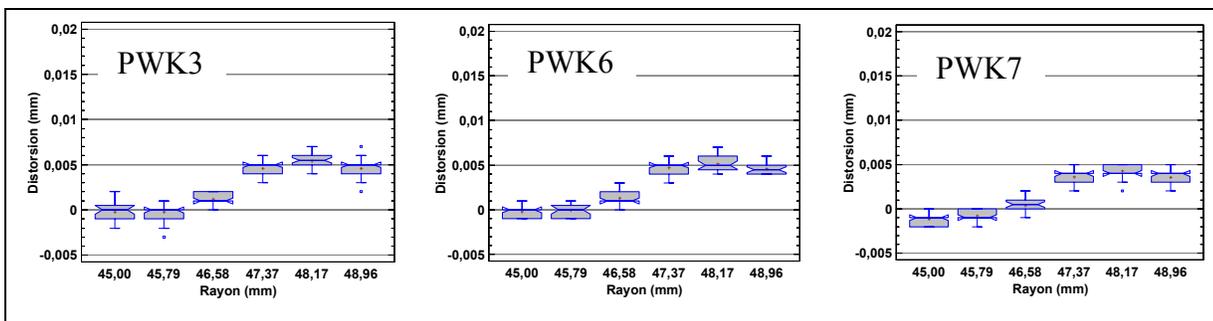


Figure 3.13 Distribution des distorsions du plan supérieur des groupes de dents - lignes coté creux de dents - recette A

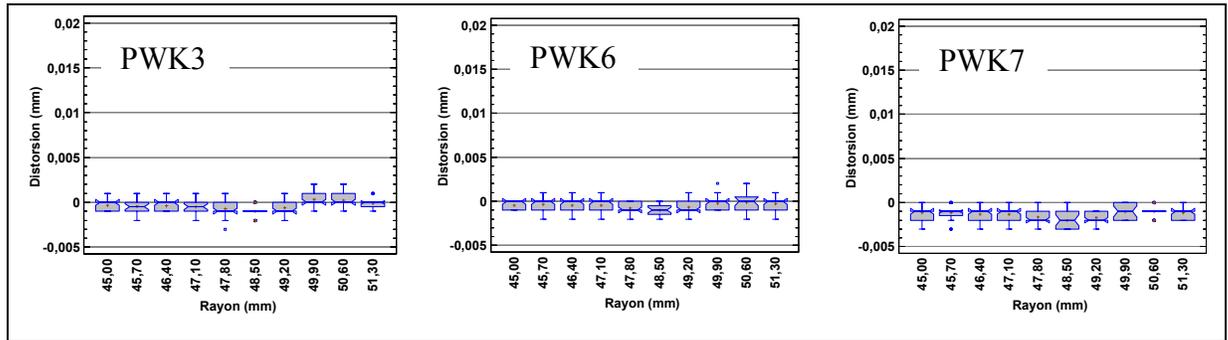


Figure 3.14 Distribution des distorsions du plan supérieur des groupes de dents - lignes coté creux de dents - recette A

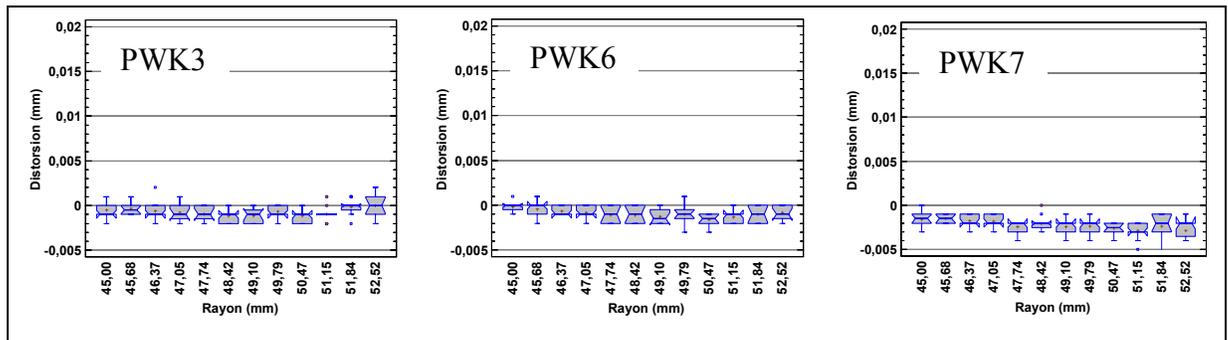


Figure 3.15 Distribution des distorsions du plan supérieur des groupes de dents - lignes coté creux de dents - recette A

Les distributions des distorsions présentées pour chaque ligne de mesure affichent une bonne similarité entre les trois roues étudiées ici. Les tendances de distorsions sont assez semblables. La roue PWK7 se démarque très légèrement. Elle montre des distorsions plus faibles pour les lignes en creux de dents et coté creux de dents, ainsi qu'une légère contraction pour les lignes coté dent et en pleine dent. Les deux autres roues sont plus centrées sur une distorsion nulle. Mais ces différences ne paraissent pas réellement significatives étant donné les distributions et l'. Les données sont alors regroupées entre les différentes roues pour déterminer la distribution des distorsions induites par la recette A. L'étude des distributions de chaque roue a aussi été faite pour le plan inférieur, et les mêmes conclusions sont tirées. Les Figures 3.16 à 3.23 ci-dessous présentent donc pour les zones GPS et GPI les distributions des distorsions des trois roues pour les quatre lignes de mesure.

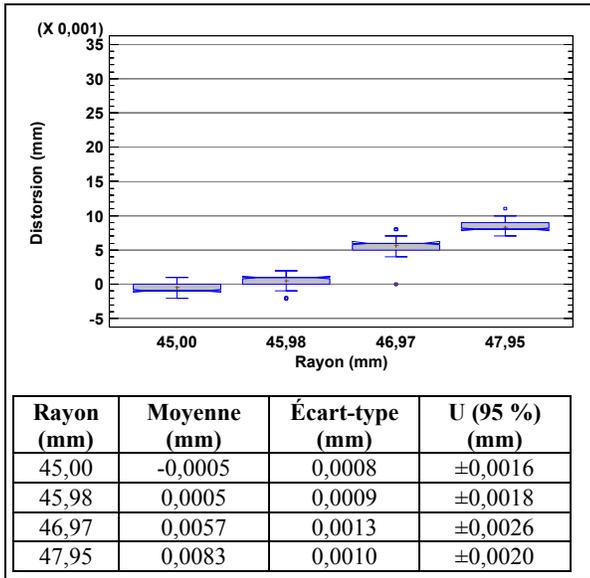


Figure 3.16 Distribution des distorsions induites sur les lignes en creux de dents par la recette A sur GPS

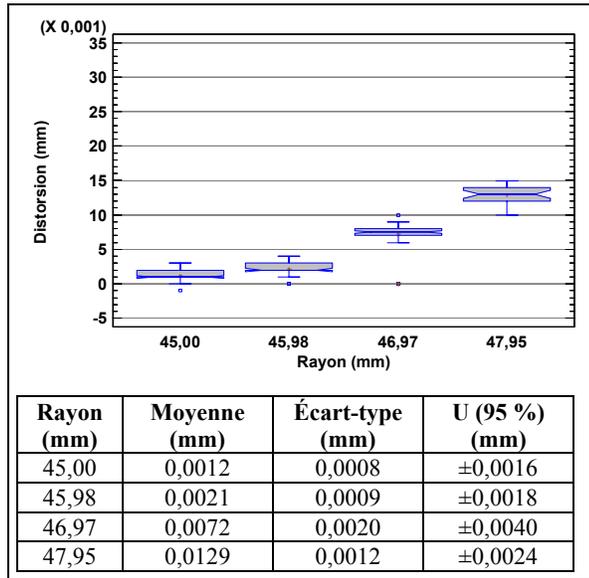


Figure 3.17 Distribution des distorsions induites sur les lignes en creux de dents par la recette A sur GPI

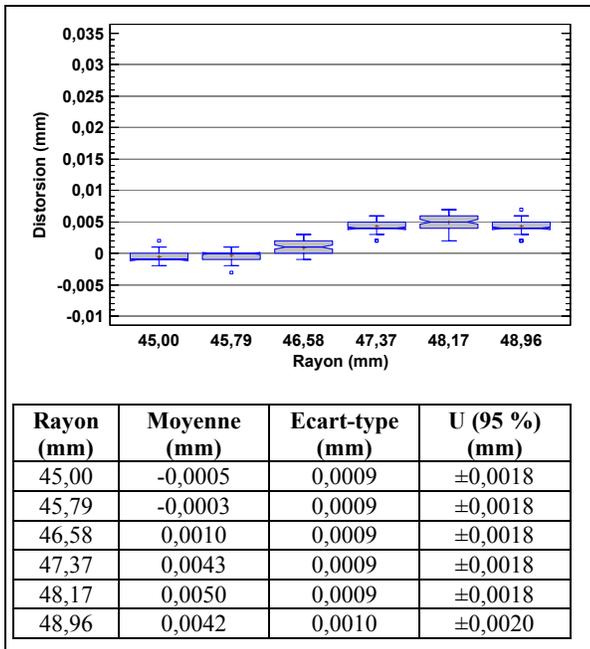


Figure 3.18 Distribution des distorsions induites sur les lignes coté creux de dents par la recette A sur GPS

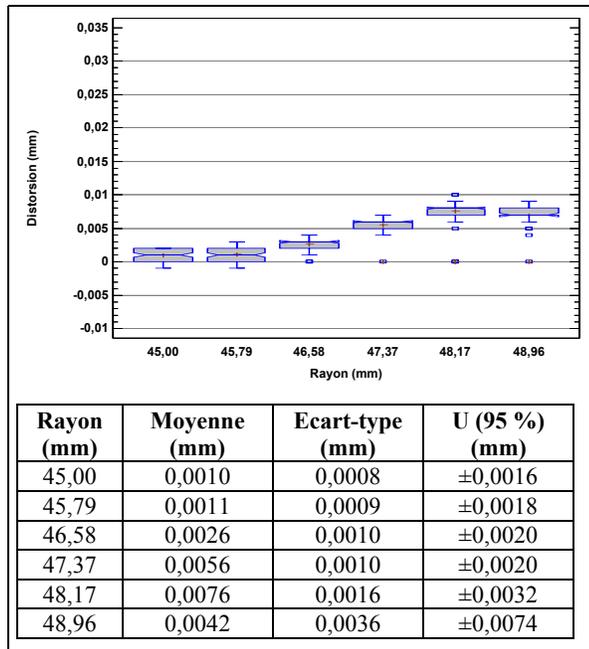


Figure 3.19 Distribution des distorsions induites sur les lignes coté creux de dents par la recette A sur GPI

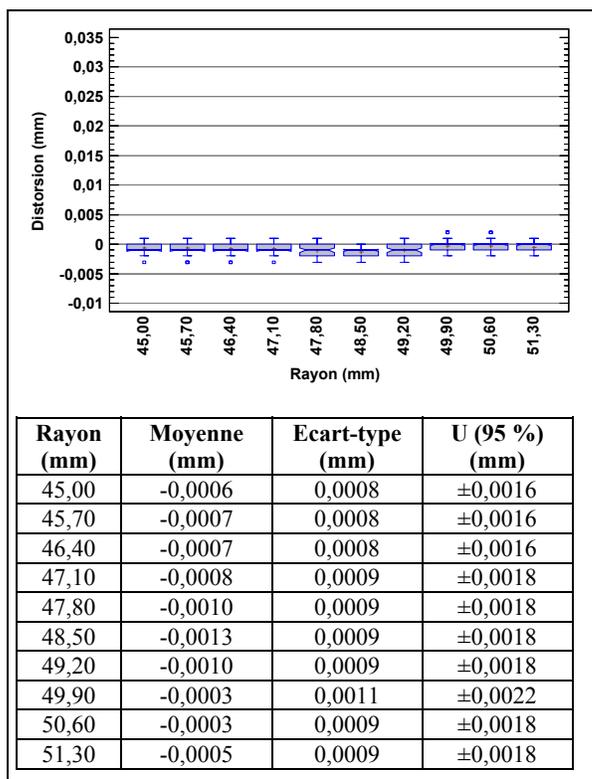


Figure 3.20 Distribution des distorsions induites sur les lignes coté pleine dent par la recette A sur GPS

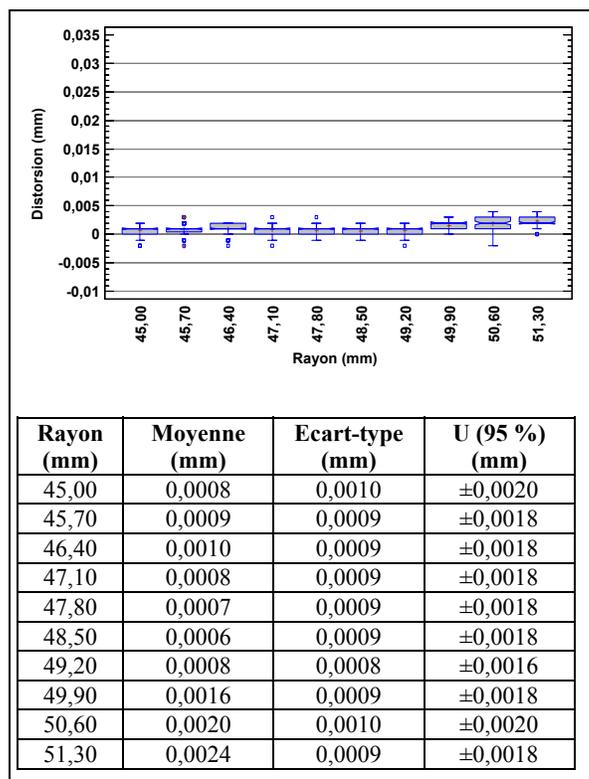


Figure 3.21 Distribution des distorsions induites sur les lignes coté pleine dent par la recette A sur GPI

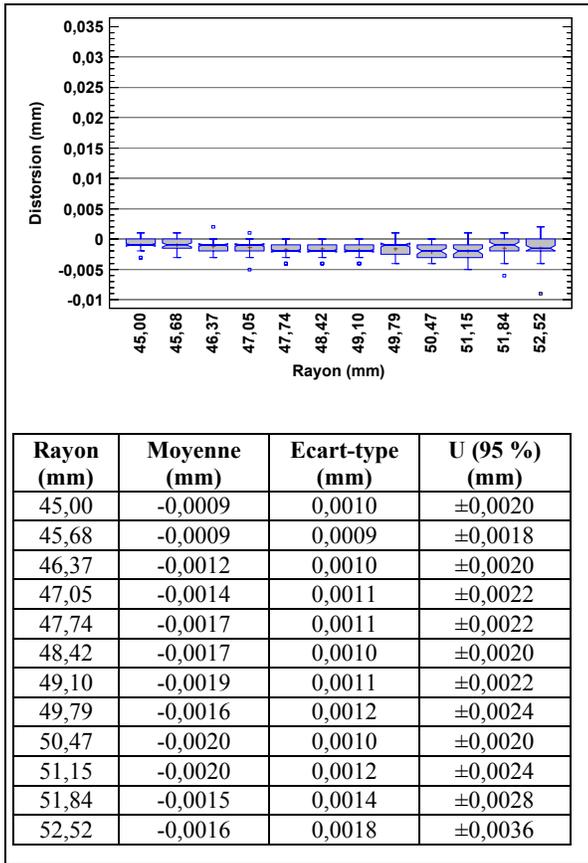


Figure 3.22 Distribution des distorsions induites sur les lignes en pleine dent par la recette A sur GPS

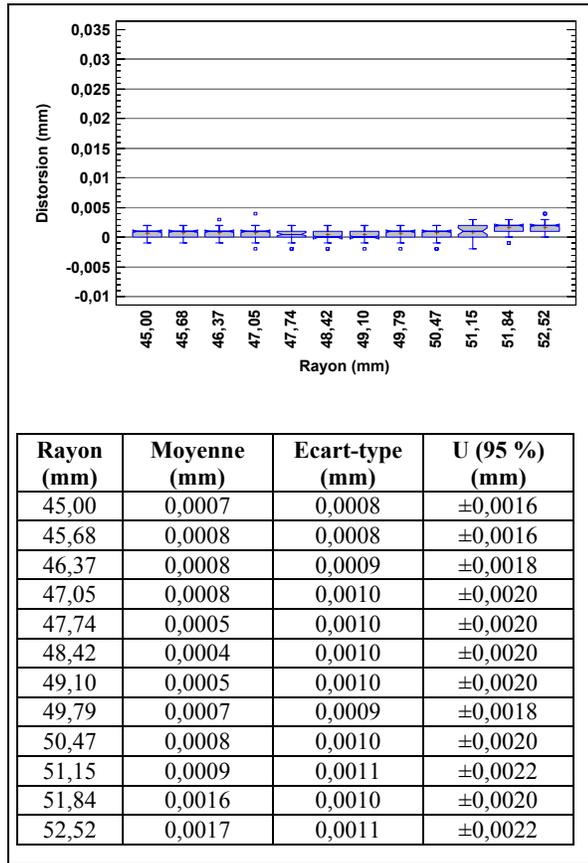


Figure 3.23 Distribution des distorsions induites sur les lignes en pleine dent par la recette A sur GPI

Les deux plans ont la même tendance mais avec des valeurs plus importantes pour le plan inférieur pour les lignes proches du creux de dents. Les moyennes présentent une différence de 1,5 à 5 µm. Le fait de regrouper les données issues des trois roues traitées avec la recette A n’a pas augmenté significativement les dispersions pour les quatre lignes de mesures. La répétabilité est donc traduite par l’incertitude élargie maximale pour chaque ligne de mesure.

Cette analyse est réalisée pour les trois autres recettes. Pour chacune d’elles, les distributions des distorsions des différentes lignes de mesure des quatre roues regroupées ont pu être

déterminées. En effet, la comparaison des quatre roues a montré des tendances et des valeurs de distorsions identiques. En revanche, pour certaines recettes une différence notable apparaît entre les plans supérieur et inférieur, qui devront donc être traités de façon indépendante. L'incertitude élargie de chaque recette est définie comme l'incertitude élargie maximale déterminée sur celle-ci. Le Tableau 3.3 ci-dessous présente ces valeurs pour chaque recette.

Tableau 3.3 Répétabilité des distorsions pour les plans supérieur et inférieur des groupes de dents

U (95 %) _{max} (mm)	Recette A		Recette B		Recette C		Recette D	
	GPS	GPI	GPS	GPI	GPS	GPI	GPS	GPI
Creux de dents	±0,0025	±0,0040	±0,0035	±0,0041	±0,0048	±0,0027	±0,0081	±0,0031
Côté creux de dents	±0,0021	±0,0032	±0,0035	±0,0036	±0,0048	±0,0031	±0,0046	±0,0038
Côté pleine dent	±0,0020	±0,0021	±0,0037	±0,0041	±0,0047	±0,0035	±0,0030	±0,0031
Pleine dent	±0,0036	±0,0022	±0,0040	±0,0055	±0,0052	±0,0037	±0,0035	±0,0032

Les distorsions induites par une recette donnée présentent une répétabilité comprise entre 4 et 11 µm. A noter que les points proches de l'arrête de la denture pour les lignes en creux de dents et côté creux de dents sont souvent celles qui présentent l'incertitude maximale. Mais lorsque les distorsions sont trop importantes ces points sont retirés de l'analyse car ils sont probablement trop proches du bord ce qui provoque une erreur de mesure.

3.6.3 Répétabilité des distorsions des rayons extérieurs

L'analyse des distorsions des rayons extérieurs est séparée pour chaque hauteur de mesure, dont les dénominations utilisées sont présentées sur la Figure 3.24 ci-dessous.

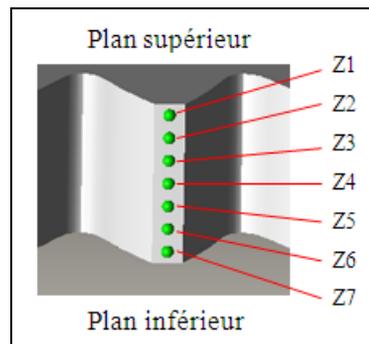


Figure 3.24 Points de mesure RE

La Figure 3.25 ci-dessous présente les distributions des distorsions, par coordonnées Z, pour les trois roues traitées avec la recette A.

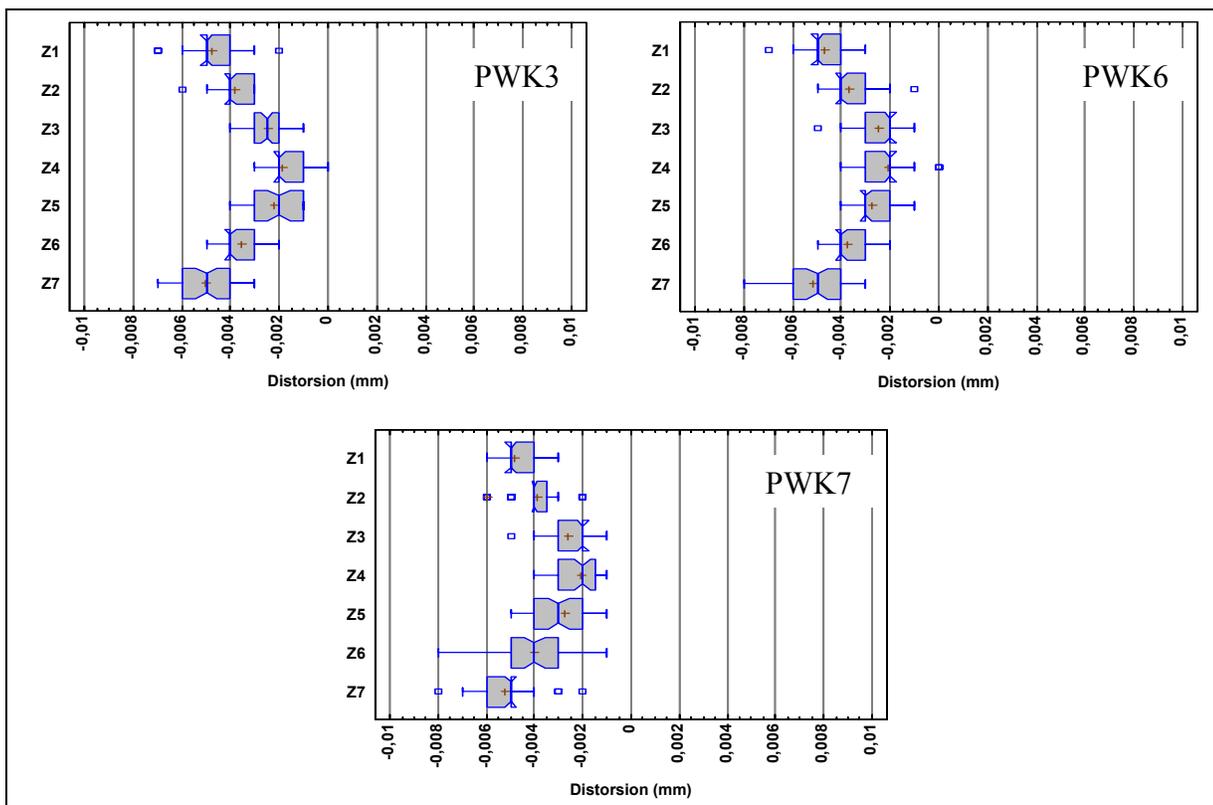


Figure 3.25 Distribution des distorsions des rayons extérieurs - recette A

Ces graphiques montrent qu'entre les trois roues, les répartitions des distorsions affichent des tendances identiques pour les sept hauteurs de mesure. Il est alors approprié de regrouper les données pour déterminer la distribution des distorsions induites par la recette A. La Figure 3.26 ci-dessous présente ces distributions pour chaque coordonnée Z. Le tableau associé regroupe les moyennes, écarts-types et incertitude élargie.

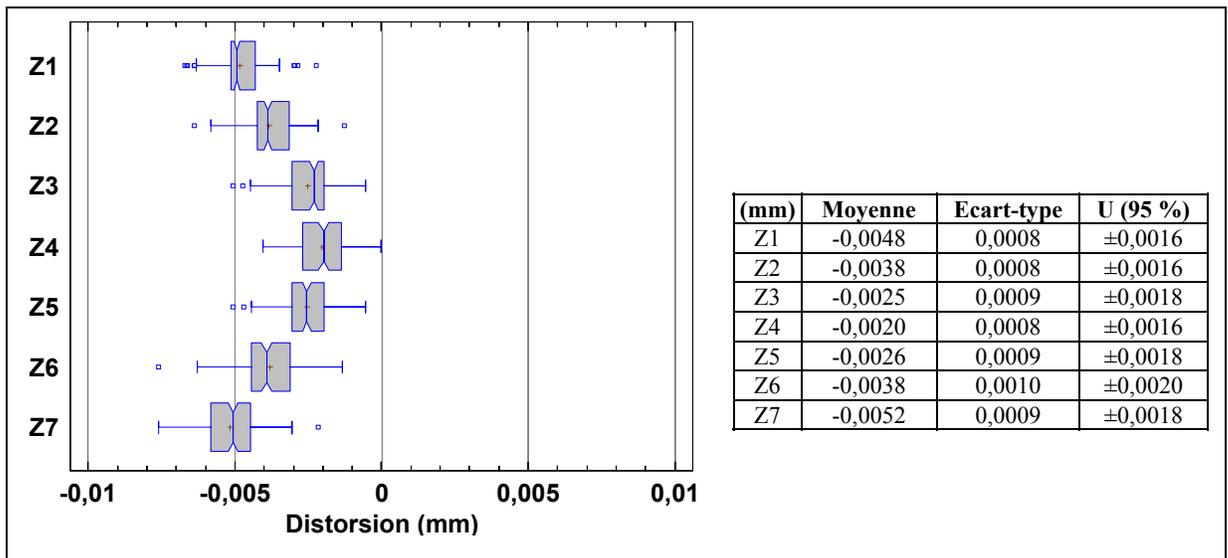


Figure 3.26 Distribution des distorsions induites par la recette A sur les rayons extérieurs

Les incertitudes élargies sur les moyennes en chaque hauteur de mesure sont de l'ordre de $\pm 2 \mu\text{m}$. C'est à dire que 95 % des distorsions mesurées sur tous les rayons extérieurs d'une denture seront comprises dans un intervalle de $\pm 2 \mu\text{m}$ autour de la distorsion moyenne.

Cette analyse est réalisée pour les trois autres recettes. Pour chaque recette, la comparaison des quatre roues a montré des tendances et des valeurs de distorsions identiques. Les distributions des distorsions induites par chaque recette ont ainsi été déterminées. L'incertitude élargie de chaque roue est définie comme l'incertitude élargie maximale des sept hauteurs de mesure. Le Tableau 3.4 ci-dessous présente ces valeurs pour chaque recette.

Tableau 3.4 Répétabilité des distorsions des rayons extérieurs

	Recette A	Recette B	Recette C	Recette D
U (95 %) _{max} (mm)	±0,0020	±0,0018	±0,0014	±0,0015

Les distorsions induites par une recette donnée sur les rayons extérieurs présentent une répétabilité comprise entre 3 et 4 μm .

3.6.4 Répétabilité des distorsions des flancs

La mesure des flancs se fait sur six paires de dents prises à intervalle régulier. Chaque flanc de ces 12 dents est mesuré selon une grille de 7x7 points, comme illustré sur la Figure 3.27.

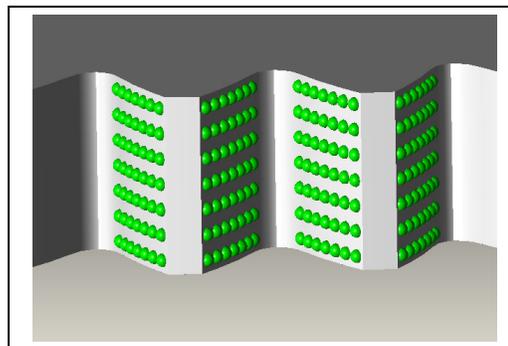


Figure 3.27 Points de mesure des flancs

La qualification de la répétabilité de cette zone de mesure sera considérée pour deux lignes. La première, dans la direction axiale, pour un rayon de mesure égal au rayon primitif. La seconde, dans la direction radiale, à mi-hauteur de denture. Les Figures 3.28 et 3.29 ci-dessous présentent les distributions des distorsions pour ces deux lignes, pour les roues traitées avec la recette A.

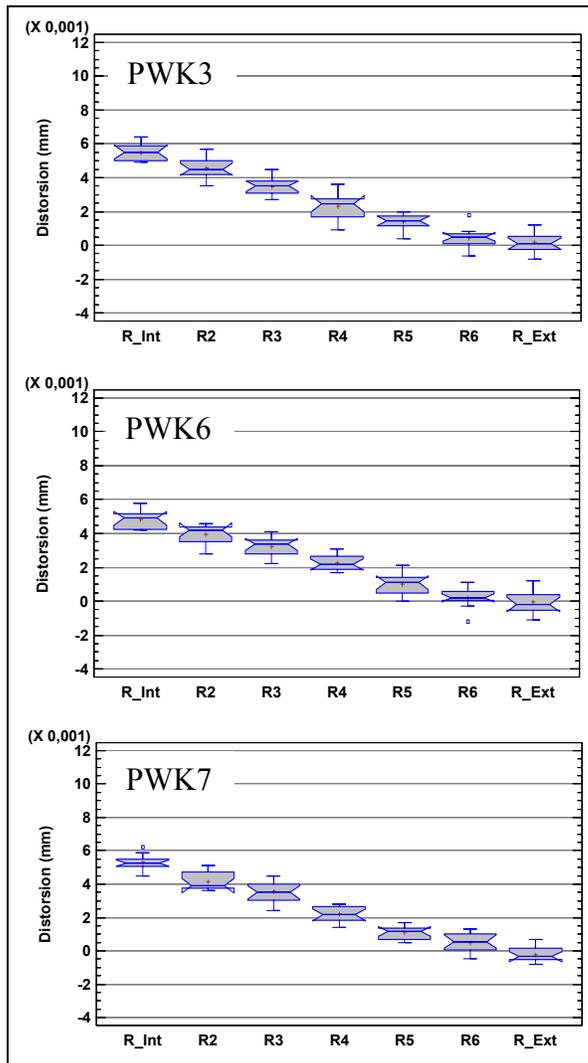


Figure 3.28 Distribution des distorsions de la ligne de flanc à mi-hauteur de denture - recette A

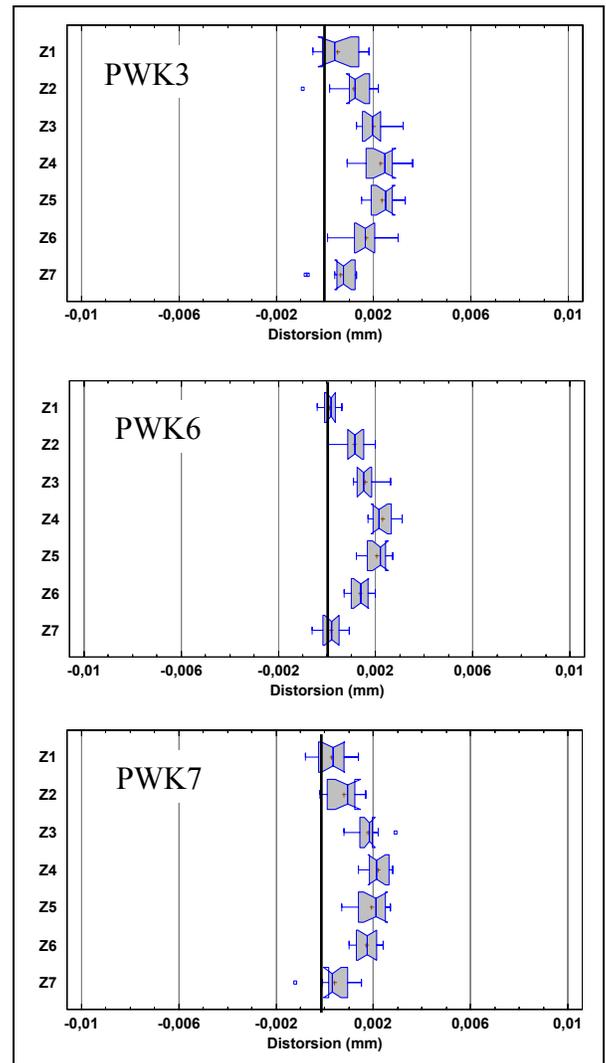


Figure 3.29 Distribution des distorsions de la ligne de profil sur le rayon primitif - recette A

Ces graphiques montrent qu'entre les trois roues, les distributions des distorsions affichent des tendances identiques pour les deux lignes étudiées. Les données des trois roues sont alors regroupées pour déterminer la distribution des distorsions induites par la recette A. Les Figures 3.30 et 3.31 ci-dessous présentent donc pour les lignes de profil et de flanc les distributions des distorsions des trois roues regroupées.

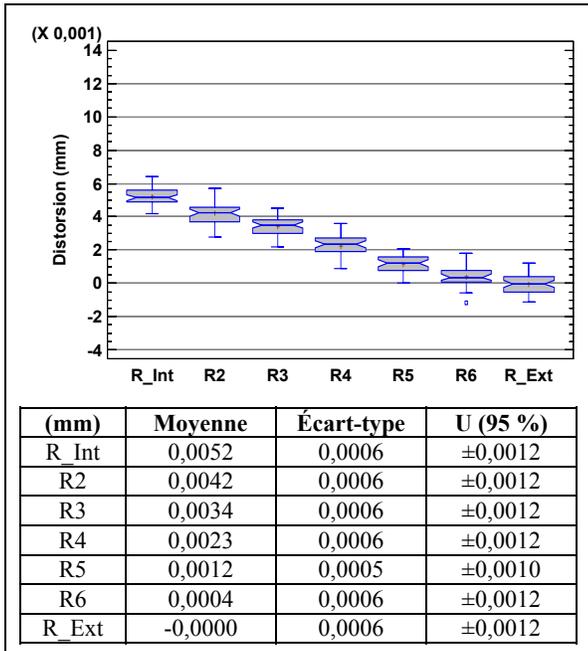


Figure 3.30 Distribution des distorsions induites par la recette A sur la ligne de flanc a mi-hauteur de denture

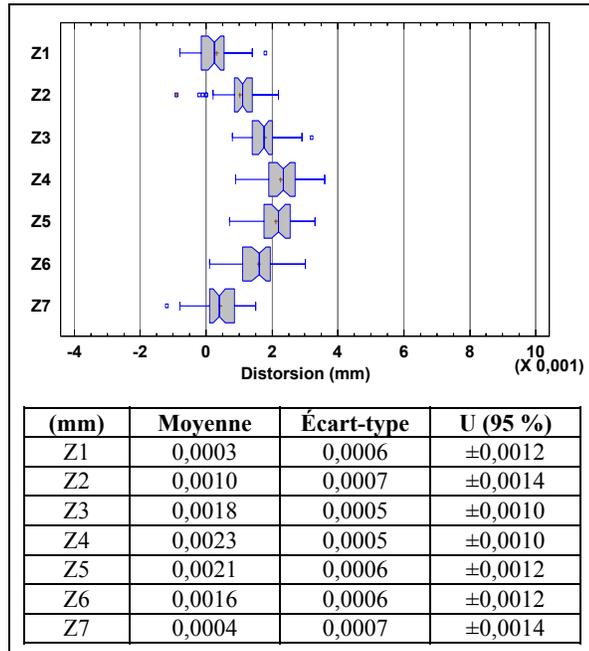


Figure 3.31 Distribution des distorsions induites par la recette A sur la ligne de profil sur le rayon primitif

Les valeurs de l'incertitude élargie U (95 %) présentée sur les figures ci-dessus sont de l'ordre de ± 1,5 µm.

Cette analyse est réalisée pour les trois autres recettes. Pour chacune d'elles, les distributions des distorsions des flancs dans les deux directions des quatre roues regroupées ont pu être déterminées. En effet, la comparaison des quatre roues a montré des tendances et des valeurs de distorsions identiques. Le Tableau 3.5 ci-dessous présente ces valeurs pour chaque recette.

Tableau 3.5 Répétabilité des distorsions moyennes des flancs

U (95 %) max (mm)	Recette A	Recette B	Recette C	Recette D
Profil	±0,0014	±0,0015	±0,0014	±0,0020
Flanc	±0,0012	±0,0014	±0,0018	±0,0018

Les distorsions moyennes induites par une recette donnée sur les flancs présentent une répétabilité comprise entre 2 et 4 μm .

3.7 Comparaison des distorsions induites par différentes recettes d'induction

La section précédente a permis d'évaluer et de quantifier la répétabilité des distorsions entre plusieurs roues traitées avec la même recette d'induction, et ce pour les six zones de mesure définies. La suite de l'étude consiste à comparer les distorsions induites par les quatre recettes mises en œuvre. Afin de mieux visualiser la différence entre les recettes, les figures présentées dans cette section ne comportent que les valeurs de distorsions moyennes, sur laquelle est appliquée l'incertitude de répétabilité déterminée à la section précédente. L'analyse sera une nouvelle fois divisée selon les six zones de mesure.

3.7.1 Plans supérieur et inférieur

La Figure 3.32 ci-dessous présente la comparaison des distorsions moyennes induites par les quatre recettes respectivement sur les plans supérieur et inférieur. Ces distorsions correspondent uniquement aux lignes en creux de dents.

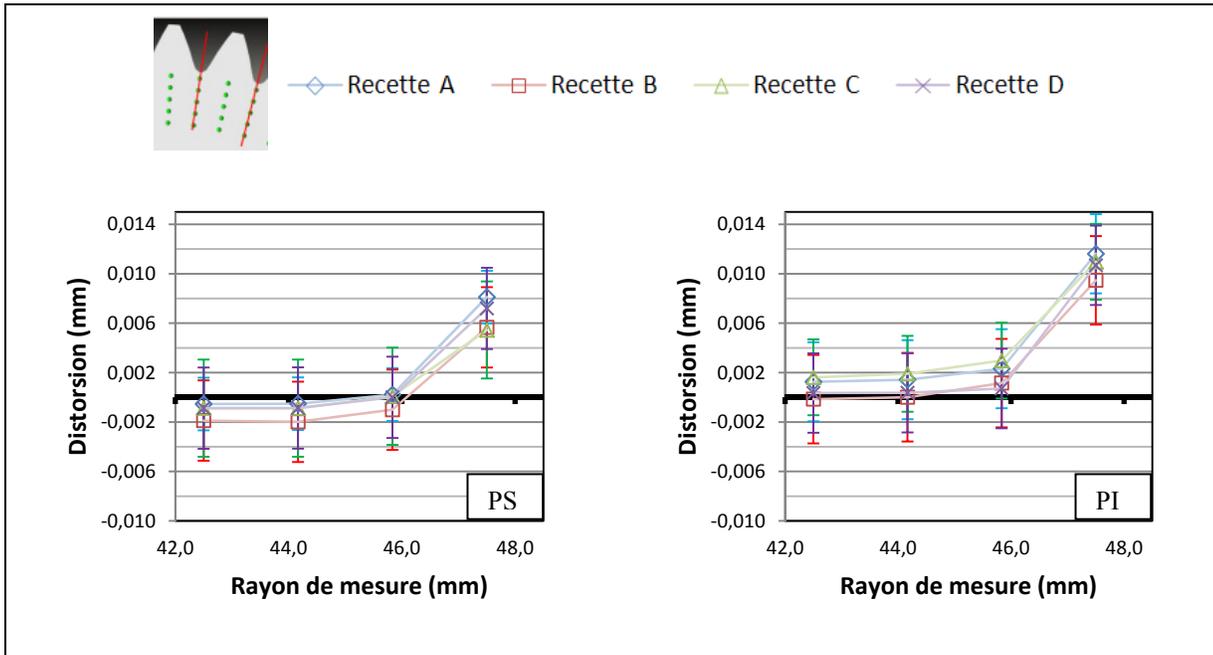


Figure 3.32 Comparaisons des distorsions moyennes des 4 recettes pour les zones PS et PI

Pour les quatre recettes, en tenant compte de l'incertitude de chacune, les distorsions sont du même ordre de grandeur. Les trois premiers rayons de mesure ne présentent pas de distorsions significatives. Seul le point en creux de dents montre une distorsion comprise entre 2 et 10 μm pour le plan supérieur, et entre 7 et 15 μm pour le plan inférieur. Il est difficile d'affirmer que cette différence entre les deux plans est réellement significative à cause des étendues de mesure qui sont tout de même importante par rapport aux distorsions perçues.

3.7.2 Plans inférieur et supérieur des groupes de dents

Les Figures 3.33 et 3.34 ci-dessous présentent la comparaison des distorsions moyennes induites pour les zones de mesure GPS et GPI. Les distorsions des lignes en creux de dents, côté creux de dents, côté dent en pleine dent et en pleine dent sont présentées dans cet ordre de haut en bas.

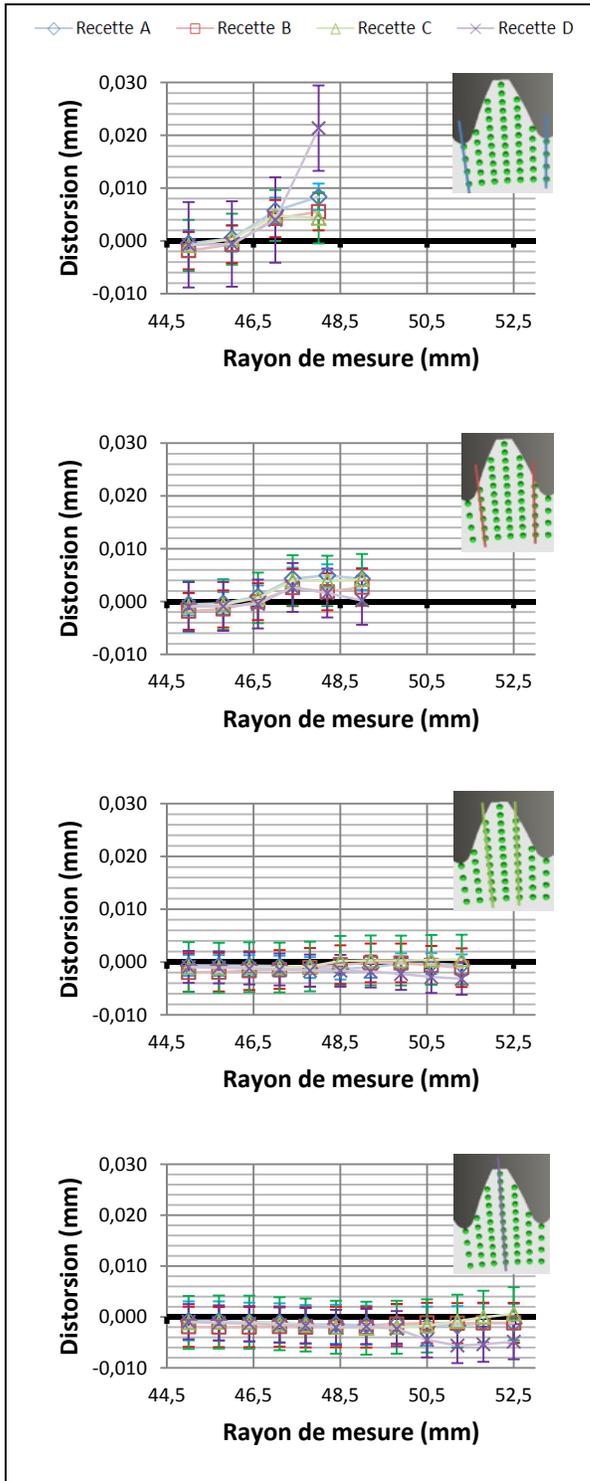


Figure 3.33 Comparaison des distorsions moyennes des 4 recettes pour la zone GPS

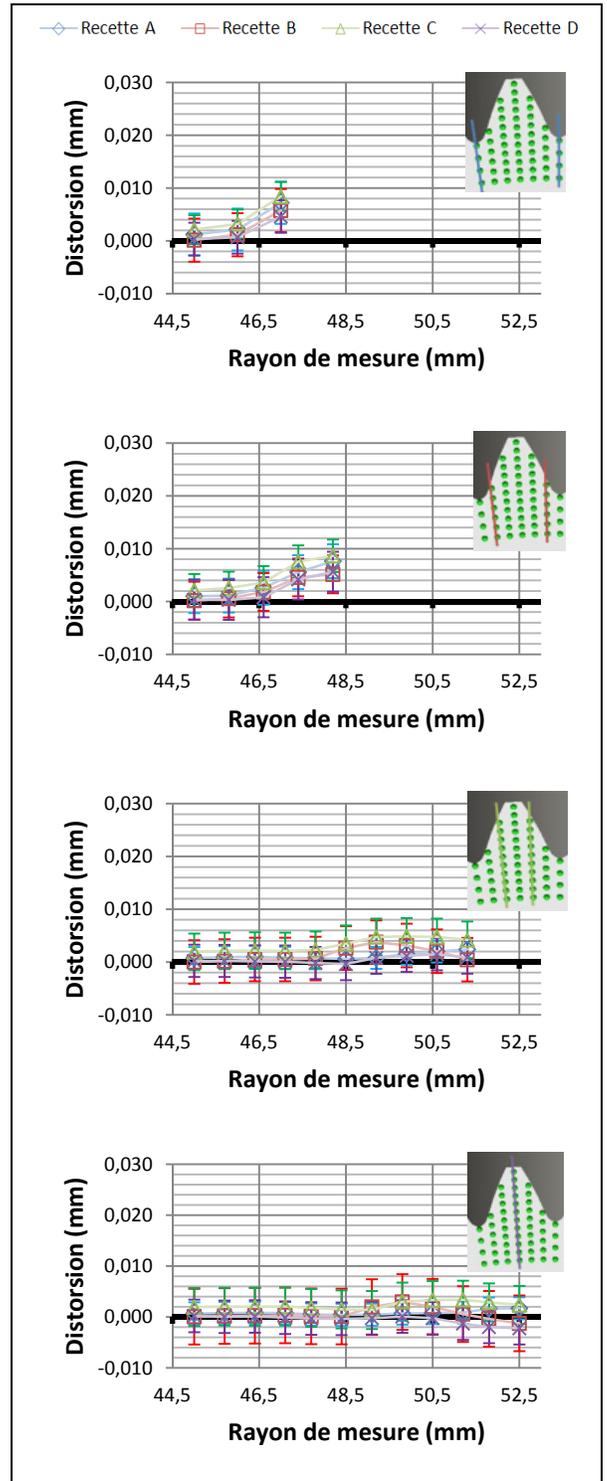


Figure 3.34 Comparaison des distorsions moyennes des 4 recettes pour la zone GPI

Tout d'abord, les lignes en creux de dents appuient les résultats obtenus sur les zones de mesure PS et PI. Il n'y a pas de distorsion significative jusqu'à un rayon de 46.5mm. La distorsion au plus proche du rayon de creux de dent semble être stabilisée entre 4 et 8 μm en moyenne pour les recettes A, B et C, tandis que la recette D donne une distorsion comprise entre 12 et 29 μm . Il a été vu plus haut (cf. 3.6.2) que ce point posait certains problèmes de dispersions. C'est pourquoi il n'apparaît pas sur le graphique de la zone GPI. Cette valeur pour la recette D est donc à prendre avec précaution. La distorsion est certainement plus élevée que pour les autres recettes, mais une différence si importante associée à cette dispersion est probablement due à un point trop proche de l'arrêt de la denture. Ensuite, pour chaque recette, plus les points sont proches de l'axe de la dent, plus la distorsion diminue. Pour les lignes en pleine dent, la recette D comporte une particularité. Elle présente une contraction à partir d'un rayon de 50,5mm. Celle-ci est moins marquée sur la surface inférieure. La profondeur durcie pour une ligne alignée avec la dent est différente pour chaque recette. La recette A est un durcissement de contour, donc présente la profondeur durcie la plus faible dans cet alignement. Suivent la recette D et la recette C, et enfin la recette B qui est un durcissement de la dent au complet. Malgré ces différences, il ne semble pas y avoir de particularités significatives des distorsions en pleine dent pouvant être liée directement aux profondeurs durcies.

3.7.3 Rayons extérieurs

La Figure 3.35 ci-dessous présente la comparaison des distorsions moyennes induites par chaque recette sur les rayons extérieurs. La recette B, qui correspond à un durcissement complet des dents, et la recette C, qui propose un durcissement qui se rapproche d'un durcissement complet, présentent des distorsions jugées équivalentes. Cette distorsion consiste en un gonflement des rayons extérieurs de l'ordre de 3 à 7 μm en moyenne, avec une légère dissymétrie. La distorsion moyenne augmente de 3 μm depuis le point proche de la face supérieure vers le point proche de la face inférieure. Les recettes A et C donnent des distorsions plus symétriques par rapport au plan médian de la roue. La recette D donne des

distorsions proches de $0 \mu\text{m}$ aux abords des surfaces latérales de la roue, et un gonflement de 2 à $3 \mu\text{m}$ à mi-hauteur. La recette A quant à elle présente une contraction des rayons extérieurs de $-5 \mu\text{m}$ aux abords des surfaces latérales avec une réduction jusqu'à $2 \mu\text{m}$ à mi-hauteur. Il semble donc qu'un durcissement de contour provoque plutôt une contraction tandis qu'un durcissement complet donne plutôt un gonflement des rayons extérieurs. Les dissymétries des recettes B et C sont possiblement dues à une dissymétrie systématique des profils durcis.

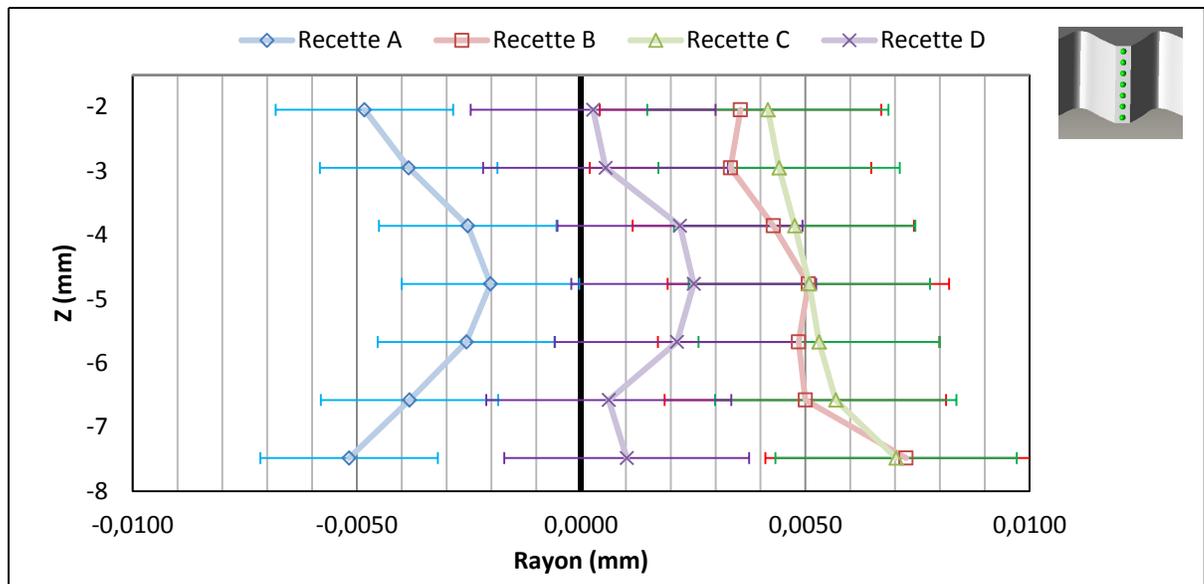


Figure 3.35 Comparaison des distorsions moyennes des rayons extérieurs des 4 recettes

3.7.4 Flancs

La Figure 3.35 ci-dessous présente la comparaison des distorsions moyennes induites par chaque recette sur les flancs, et ce pour les lignes de profil sur le rayon primitif et pour les lignes de flancs à mi-hauteur de denture. De la même façon que pour les rayons extérieurs, les recettes B et C ont un effet sensiblement identique sur les distorsions moyennes des flancs. Selon la ligne de profil, les quatre recettes donnent des distorsions symétriques avec un gonflement de la surface plus marqué à mi-hauteur qu'aux abords des surfaces latérales.

La recette A donne des distorsions comprises entre 0 et 2 μm , les recettes B et C entre 1 et 6 μm tandis que la recette D a l'effet le plus important avec une distorsion comprise entre 3 et 8 μm . Selon la ligne de flanc, la tendance générale montre un gonflement plus important proche du creux de dents. La recette A donne un gonflement de 5 μm en creux de dents, qui diminue jusqu'à 0 μm au niveau du rayon extérieur de la denture. Les recettes B, C et D donnent des distorsions de 7 à 3 μm . La recette D a la particularité de provoquer une augmentation de la distorsion au niveau du rayon primitif jusqu'à 8 μm . En tenant compte des incertitudes de répétabilité, la distorsion maximale est de +10 μm obtenue avec la recette D sur le point primitif du flanc.

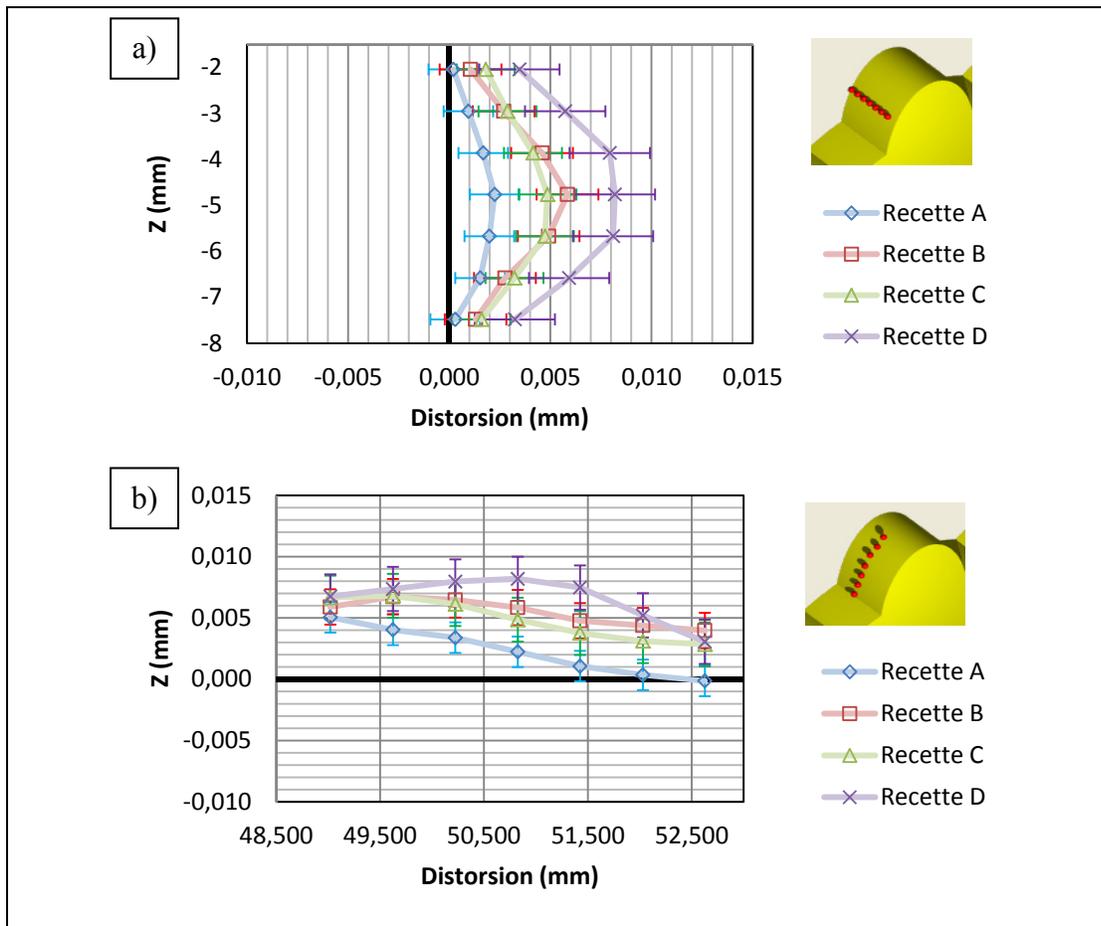


Figure 3.36 Comparaison des distorsions moyennes des flancs des 4 recettes
(a) : ligne de profil – (b) : ligne de flanc

3.7.5 Comparaison globale

Après avoir étudié au cas par cas chaque zone géométrique, la Figure 3.37 ci-dessous présente les distorsions moyennes de toutes les zones de mesures appliquées sur une géométrie de dent nominale.

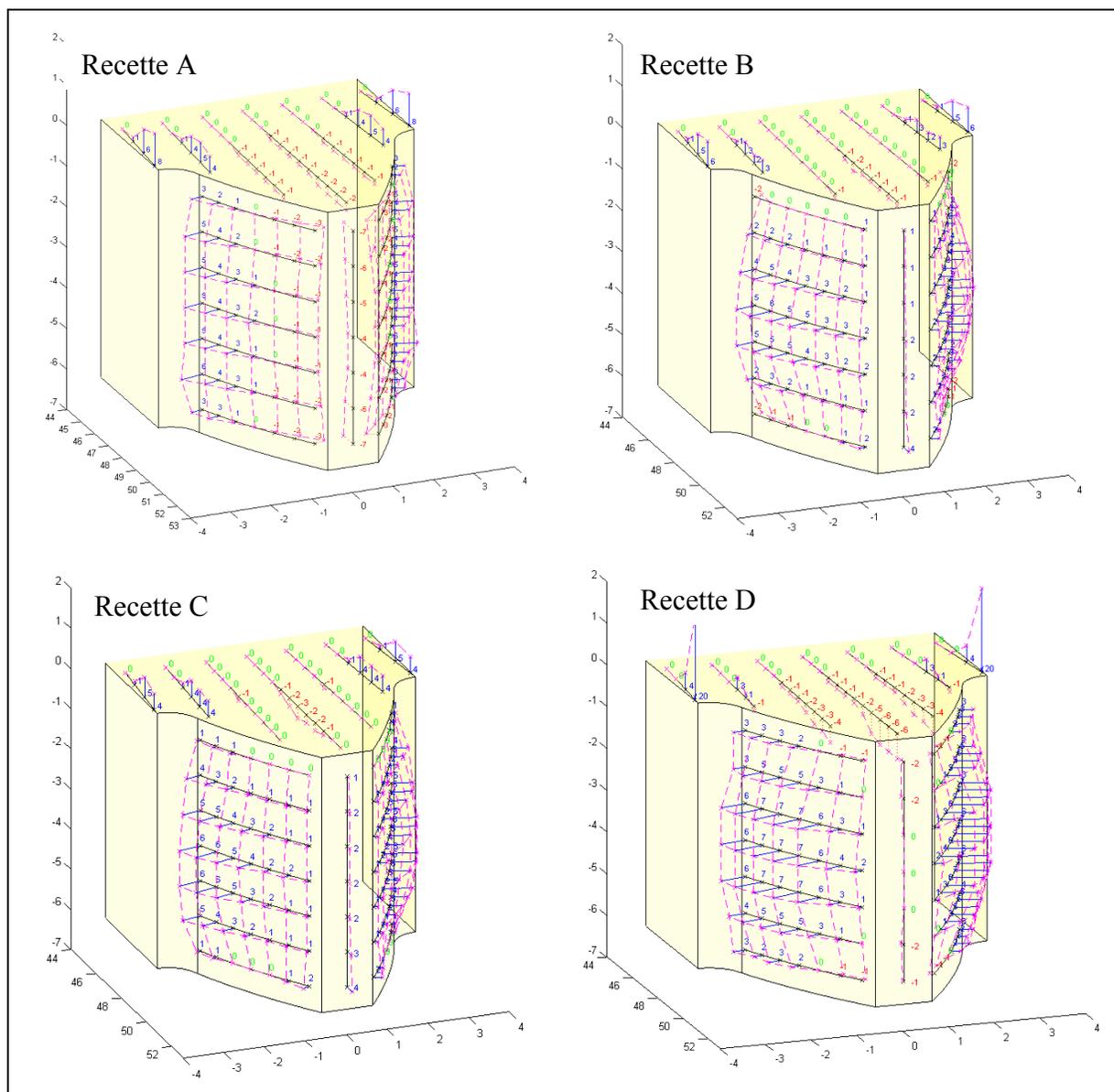


Figure 3.37 Comparaison des distorsions moyennes globales

Les surfaces latérales de la roue se comportent relativement de la même façon entre les quatre recettes étudiées. La zone proche du creux de dent gonfle de 5 à 10 μm , voire 20 μm pour la recette D. En se rapprochant du centre de la dent, le gonflement diminue pour atteindre une légère contraction d'au plus 5 μm pour la recette D. Les écarts observés avec les plans inférieurs sont probablement liés aux dissymétries de durcissement régulièrement observée lors de traitement d'engrenage. En effet, le positionnement de la roue dans l'inducteur, la planéité de l'inducteur, le fait que les deux surfaces ne rencontrent pas le fluide de trempe au même instant, sont autant de causes qui peuvent influencer la symétrie du profil durci. Les rayons extérieurs se déforment relativement peu, avec des distorsions comprises entre -5 et +7 μm . Pour chaque recette, la variation maximale entre les différentes hauteurs de mesure est d'au plus 5 μm en tenant compte de l'incertitude de répétabilité. Il est possible de remarquer que les roues durcies en contour présentent une contraction alors que les roues dont la denture est complètement durcie présentent un gonflement. Cette tendance semble être suivie par les déformations des flancs de dent. En effet, la recette A, qui est un durcissement de contour, présente le gonflement le plus faible, proche de 0 μm au niveau du rayon extérieur de la denture. En revanche les trois autres recettes présentent un gonflement plus marqué. Mais le gonflement n'est pas seulement lié à la profondeur durcie, puisque la recette B durcit la dent plus profondément que la recette D, alors que cette dernière présente des distorsions plus élevées. La différence réside probablement dans le type de chauffe. La recette D utilise un flash HF court mais de forte puissance. Les autres recettes utilisent des préchauffes MF ainsi qu'une chauffe principale en bi-fréquence pour les recettes A et C. Le cycle thermique de la pièce et le type de chauffe appliqué sont donc des paramètres déterminants dans la formation des distorsions. Il est également intéressant de noter que c'est la recette ayant générée les distorsions les plus faibles (recette A) qui donne les meilleures performances en fatigue de flexion (Austin, 2011). C'est donc a priori celle qui génère les contraintes résiduelles de compressions les plus élevées (résultats qui devraient être confirmés par les travaux de recherche de V. Savaria au sein du groupe LOPFA). Le lien qui lie ces deux paramètres semble donc complexe, et il est possible que pour le cas des roues traitées avec la recette A, les déformations et contraintes résiduelles restent confinées à l'intérieur de la dent, d'où une amélioration de la résistance en fatigue sans pour autant présenter de distorsions importantes.

3.7.6 Effet du revenu

Le revenu réalisé à la suite du traitement à lui aussi fait l'objet de l'étude détaillée pour l'effet des différentes recettes d'induction. De la même façon, les distorsions, bien que plus faibles, ont présenté des tendances notables. Les Figures 3.38 à 3.41 ci-dessous présente l'effet du revenu sur les différentes zones géométriques.

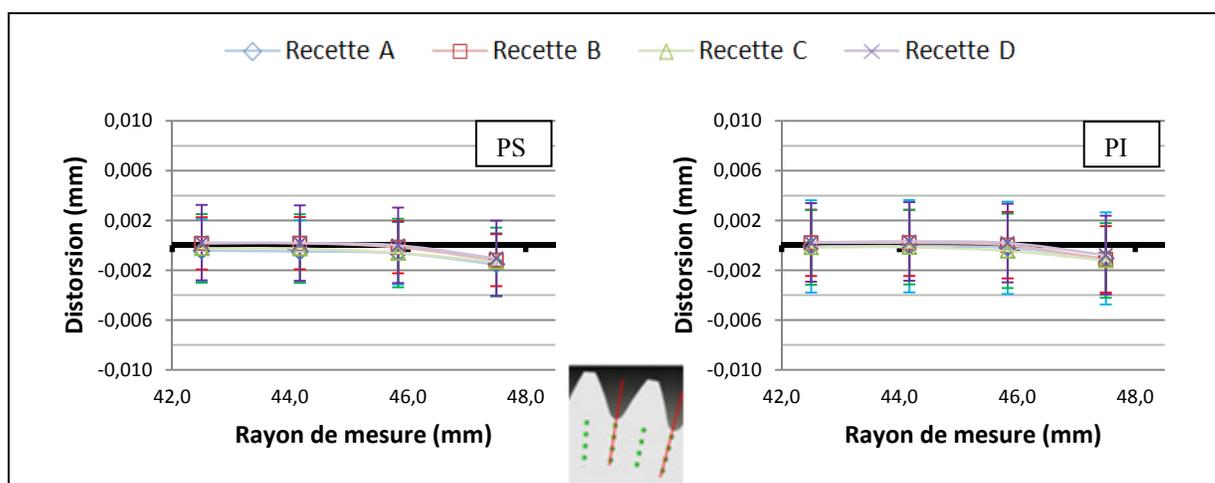


Figure 3.38 Effet du revenu sur les zones PS et PI – lignes en creux de dents

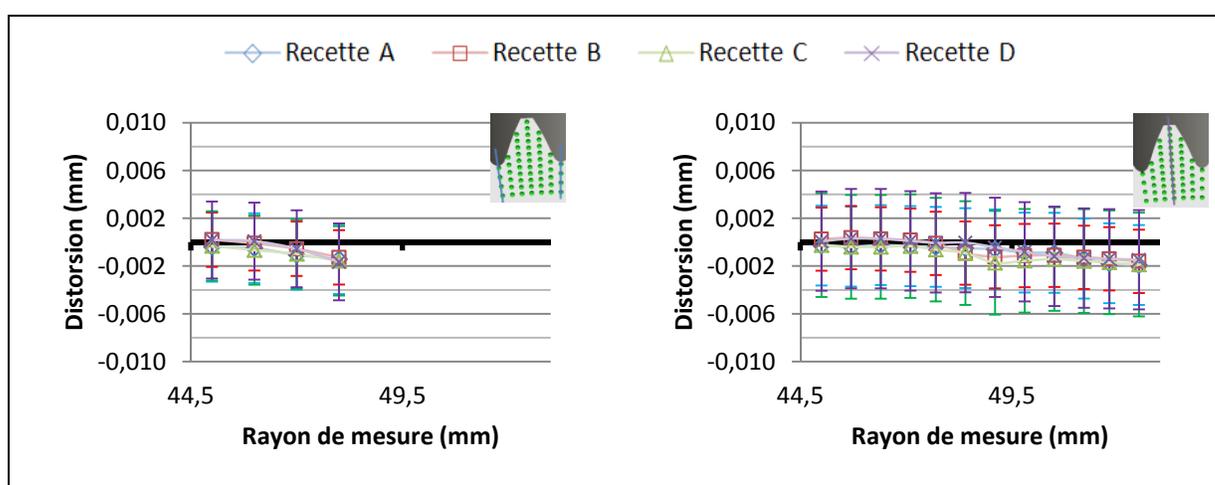


Figure 3.39 Effet du revenu sur la zone GPS – lignes en creux de dents et en pleine dent

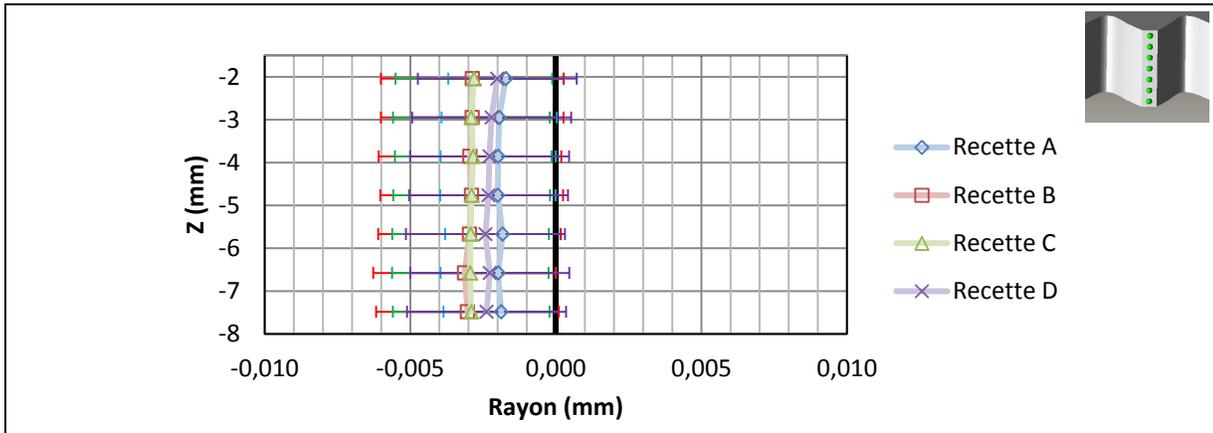


Figure 3.40 Effet du revenu sur les rayons extérieurs

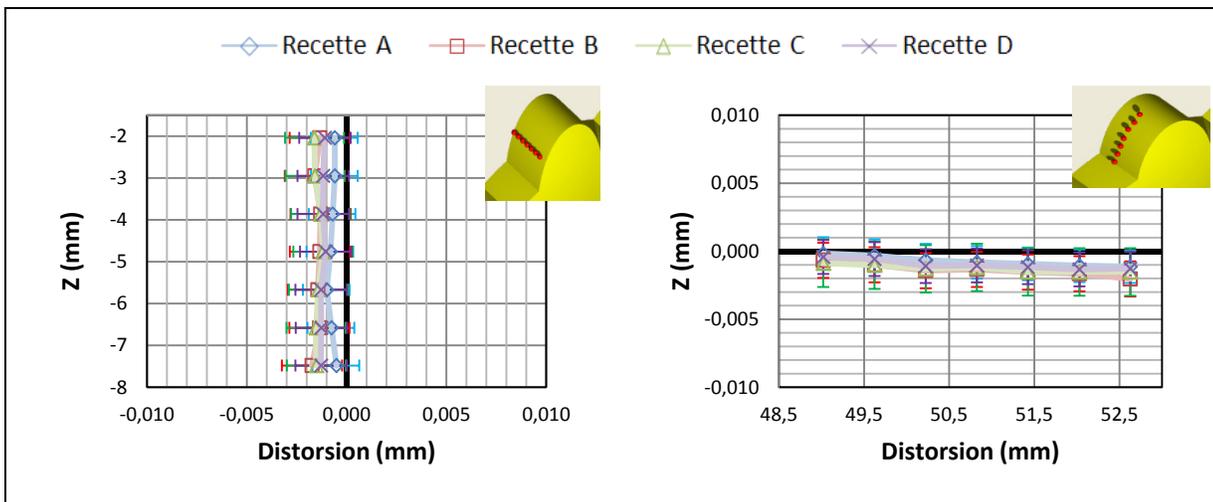


Figure 3.41 Effet du revenu sur les zones flancs – lignes de profil et lignes de flanc

La première remarque est que pour toutes les recettes étudiées, le revenu a sensiblement le même effet sur la géométrie des pièces. Pour les surfaces latérales de la roue, le revenu semble avoir un très léger effet sur les points proches du creux de dents, avec une réduction de la distorsion induite par le TTI de 2 μm en moyenne. Sur les rayons extérieurs, le revenu a un effet similaire sur toute la hauteur de la denture. Il provoque une contraction de -2 à -3 μm en moyenne, et pouvant aller jusqu'à -6 μm en considérant l'intervalle de confiance à 95 %. Sur les flancs, le revenu provoque une contraction selon la ligne de profil de -1 à -2 μm en

moyenne et pouvant aller jusqu'à $-3 \mu\text{m}$. Selon la ligne de flanc à mi-hauteur de denture, le revenu provoque une légère contraction qui augmente quand le rayon de mesure augmente. Cette contraction est maximale sur le rayon de mesure le plus grand avec -2 à $-3 \mu\text{m}$ en moyenne.

Le revenu a donc un effet très limité sur les distorsions induites par le TTI. Celles-ci sont relativement faibles et de l'ordre de l'incertitude de mesure, mais elles montrent tout de même des tendances qui se retrouvent sur toutes les roues. Le revenu provoque une contraction sur les zones ayant été déformées par le TTI.

3.8 Analyse des distorsions vis-à-vis du dessin de définition

L'étude menée sur les roues « 1280 » dont les résultats sont présentés ci-dessus, a répondu à deux questions essentielles :

- Les distorsions provoquées par le TTI sont homogènes sur le périmètre d'une roue;
- Les distorsions provoquées par le TTI sont répétables pour une géométrie de roue et une recette donnée.

À noter que ces conclusions sont valables pour le cas étudié ici, géométrie de roue simple, denture droite.

Pour rappel, le procédé de fabrication des engrenages de ce type chez PWC comprend : l'usinage de la roue avec surépaisseurs, traitement thermique de durcissement global, traitement thermique superficiel pour durcir la denture, un revenu et enfin un usinage de finition. Cet usinage de finition est une étape critique puisqu'il nécessite un usinage avec des tolérances serrées sur des surfaces durcies à 60 HRC. Il vient donc la question de l'utilité de celui-ci dans le cas d'un traitement thermique superficiel par induction. La solution qui se présente est alors d'ajuster les tolérances du dessin de fabrication de façon à ce qu'après le

TTI la pièce soit conforme au dessin final, sachant que le TTI induit une déformation connue et prévisible. Il est alors intéressant de se pencher sur une comparaison de l'ordre de grandeur des distorsions mesurées avec le dessin de définition actuel, ainsi que les normes en vigueur à propos des classes de qualité des engrenages. Ceci va permettre de déterminer si les distorsions mesurées sur la zone de mesure en question sont critique vis-à-vis du fonctionnement de l'engrenage.

3.8.1.1 Plans supérieur et inférieur (PS, PI, GPS et GPI)

Il a été vu aux sections 3.7.1 et 3.7.2 que les distorsions maximales mesurées sur les faces latérales de la roue sont les suivantes :

- Proche du creux de dents : +8 μm (+20 μm pour la recette D),
- Proche de la tête de dent : -2 μm (-5 μm pour la recette D).

Il est donc possible d'avoir un gonflement maximal de l'épaisseur de la denture de 16 μm au niveau du creux de dents (40 μm pour la recette D). La Figure 3.42 ci-dessous est un extrait du dessin de définition de la roue « 1280 » avec les dimensions et contraintes géométriques en rapport avec les surfaces latérales et le diamètre extérieur.

induites par la recette D, elles demandent plus de restriction des tolérances. La distance entre chaque face de la denture et l'épaulement correspondant doit être augmentée à 1,368 mm et la contrainte de parallélisme réduite à 0,016 mm. Pour les faces latérales de la roue, les distorsions mesurées ne sont donc pas très problématiques et peuvent être anticipées par les tolérances du dessin de définition. Les tolérances initiales étant relativement larges (l'épaisseur de la denture n'est pas critique pour le fonctionnement). Il est donc assez aisé de les réduire pour anticiper les distorsions. Ces deux faces ne sont pas fonctionnelles puisque les appuis sont faits sur les deux épaulements, et elles ne présentent aucun contact au cours du fonctionnement. Les tolérances sont là surtout pour assurer le parallélisme de la denture avec les épaulements, ce que les distorsions ne viennent pas perturber outre mesure.

3.8.1.2 Rayons extérieurs (RE)

Il a été vu à la section 3.7.3 que les tendances de distorsions maximales des rayons extérieurs sont les suivantes :

- Contraction maximale de 7 μm au rayon avec la recette A,
- Gonflement maximum de +4 μm au rayon avec la recette B,
- Variation maximale de la distorsion sur la largeur de denture de 3 μm .

Il est donc possible d'observer une contraction maximale du diamètre extérieur de 14 μm ou à l'inverse un gonflement maximal de 8 μm . Le dessin de définition (cf. Figure 3.42) impose une tolérance sur le diamètre extérieur de 0,152 mm pour l'usinage primaire, et de 0,203 mm pour l'usinage final. Les distorsions observées sur le diamètre extérieur sont donc de l'ordre de 10 % de la tolérance permise. Elles peuvent donc être facilement ajustée afin d'anticiper les distorsions. Une contrainte géométrique de battement simple est aussi appliquée au diamètre extérieur afin de spécifier que le battement radial pour les plans de mesure parallèle à la référence B ne doivent pas dépasser 0,051 mm pendant une rotation autour de la référence A. Les distorsions mesurées sur les différentes roues sont homogènes sur le

périmètre de celles-ci. Elles n'affectent donc pas cette tolérance, hormis par l'incertitude de répétabilité. Afin d'être certain de respecter cette tolérance après le TTI, il serait nécessaire de l'abaisser de la valeur de l'incertitude de répétabilité sur cette valeur moyenne, ce qui donne une tolérance de 0,047 mm (0,051-0,004). Le diamètre extérieur n'est pas non plus une dimension cruciale dans le fonctionnement de l'engrenage. En effet il est simplement nécessaire que celui-ci ne soit pas trop grand pour éviter les interférences et assurer un bon engrènement, et il ne doit pas être trop petit pour pouvoir assurer une surface de contact suffisante. Les distorsions provoquées par le TTI sur cette dimension n'affectent pas vraiment ces conditions puisque les tolérances sont relativement larges.

3.8.1.3 Flancs

Il a été vu lors du CHAPITRE 1 l'importance que peut avoir la géométrie des flancs de dent. Ils sont soumis à des contraintes élevées, d'où la nécessité d'y appliquer un traitement thermique de durcissement superficiel afin d'améliorer la résistance à l'usure de contact. Les distorsions mesurées sur les flancs de dent montrent des tendances différentes selon la recette d'induction utilisée. Il est alors intéressant de se pencher sur l'effet de chacune de ces tendances de distorsions sur les principaux paramètres de la denture et sur le comportement d'un engrenage. Le dessin de définition renvoie à des spécifications propres à l'entreprise pour ce qui est des tolérances des dents et de leur état de surface.

- Erreur de pas

Il a été admis que les distorsions sont symétriques sur les deux flancs d'une même dent, et sont identiques pour chaque dent d'une même roue. L'erreur de pas n'est donc pas modifiée. En effet, si la dent #1 « gonfle » symétriquement de 5 μm , il en est de même pour la dent #2, etc. La longueur de l'arc entre les flancs homologues de ces deux dents reste le même, donc l'erreur de pas n'est pas affectée.

- Épaisseur de dent

L'épaisseur de dent est un paramètre affecté par le procédé d'induction. Le Tableau 3.6 ci-dessous présente l'effet des quatre recettes d'induction étudiées sur l'épaisseur de dent, à mi-largeur, du côté du pied de dent, au point primitif et du côté de la tête de dent.

Tableau 3.6 Variation de l'épaisseur de dent Sn à mi-épaisseur – roue « 1280 »

Recette		A	B	C	D
ΔS_n (μm)	Pied	10	10	12	12
	Primitif	3	9	8	15
	Tête	-2	4	3	4

Si les distorsions ne sont pas anticipées, et que la géométrie après TTI n'est pas rectifiée, la tendance générale de gonflement des flancs aura pour conséquence de réduire le jeu de fonctionnement prévu, ce qui affectera la durée de vie de l'engrenage (cf. 1.1). Il est donc possible, en connaissant l'ordre de grandeur des distorsions qui vont être induites par le TTI, de les anticiper afin d'éviter une rectification ou une détérioration des performances. Il est possible d'anticiper le TTI dès la conception de l'engrenage, en prévoyant un jeu de fonctionnement plus large, ou bien en utilisant un coefficient de déport différent. En effet, comme l'illustre la Figure 1.6, un coefficient de déport négatif a tendance à diminuer l'épaisseur de dent et à creuser le creux de dent. En choisissant un coefficient en fonction des distorsions induites par la recette d'induction prévue, il est possible de les compenser puisque de manière générale, l'induction provoque un gonflement des flancs, plus important en creux de dent qu'en tête de dent, soit l'opposé de l'effet d'un déport négatif.

- Erreur de profil et d'hélice

Le « gonflement » des dents dû au TTI induit une erreur de forme et d'hélice. Le Tableau 3.7 suivant présente les erreurs de forme et d'hélice totale induites par chaque recette.

Tableau 3.7 Erreurs de forme et d'hélice induites par chaque recette – roue « 1280 »

Recette	A	B	C	D
F_{α} (μm)	6	6	6	7,5
F_{β} (μm)	1,5	4,5	3,5	7,5

Ces erreurs de profil et d'hélice vont venir modifier la cinétique d'engrènement, la surface de contact et les charges subies. Elles doivent donc elles aussi être anticipées lors de la conception, de la même façon que l'erreur d'épaisseur de denture. Mais étant donné que le gonflement des dents est répétable, il est possible d'anticiper ces déformations pour qu'après le TTI les erreurs de forme et d'hélice entre dans les tolérances souhaitées.

- Comparaisons avec les normes et les classes de qualité

La norme ISO1328 prévoit 13 classes de qualité, de 0 à 12, 0 étant la plus précise et 12 la moins précise, avec une progression de $\sqrt{2}$ entre chaque classe (Fanchon, 2008). Pour le cas de ces engrenages, les tolérances spécifiées sur le dessin de définition sont propres à l'entreprise PWC. Mais le *Guide des sciences et technologies industrielles (Fanchon, 2008)* donne des domaines d'emplois indicatifs :

- Classes 1 à 4 : pour denture de précision exceptionnelle ou pour grandes vitesses ($V > 30 \text{ m.s}^{-1}$), engrenages étalons, turbines, etc;
- Classes 5 et 6; denture rectifiée ou rasée, $R_a < 0,2$ ou $0,4 \mu\text{m}$, pour engrenages sous vitesses élevées ($V > 20 \text{ m.s}^{-1}$), machines outils, appareils de mesure, turbines, automobiles, etc.

Des engrenages pour une utilisation dans une turbine aéronautique s'inscrivent donc dans une classe de tolérance faible. La norme ISO1328 donne les valeurs des tolérances acceptables en fonction des classes de qualité qui sont répertoriées dans le Tableau 3.8 ci-dessous. Ces valeurs sont données pour un diamètre primitif compris entre 50 et 125 mm, un module

compris entre 2 et 3,5 mm et une largeur de denture comprise entre 4 et 10 mm, ce qui correspond à la géométrie « 1280 ».

Tableau 3.8 Extrait des classes de tolérance des engrenages de la norme AGMA 2015-1-A01

Classes	0	1	2	3	4	5	6	7	8
$\pm f_{pt}$ (μm)	1,0	1,5	2,1	2,9	4,1	6,0	8,5	12,0	17,0
F_p (μm)	3,3	4,7	6,5	9,5	13,0	19,0	27,0	38,0	53,0
F_α (μm)	1,4	2,0	2,8	3,9	5,5	8,0	11,0	16,0	22,0
F_β (μm)	1,2	1,7	2,4	3,3	4,7	6,5	9,5	13,0	19,0

Pour les erreurs de forme, profil et hélice, l'ordre de grandeur des tolérances pour des classes inférieures à 6 est relativement faible. Les distorsions des flancs mesurées dans cette étude sont du même ordre de grandeur, et sont donc significatives vis-à-vis des classes de tolérance. Par exemple, une roue classe 2, sur laquelle on applique un TTI avec la recette D va se retrouver en classe 6 ou 7. Pour le domaine de l'aéronautique où les classes de tolérances sont faibles, il est assez contraignant de les réduire davantage pour compenser les distorsions du TTI. Celles-ci doivent donc être anticipées avant l'usinage.

- Avantages possibles de ces distorsions

Il a été vu à la section 1.1.3 qu'il est fréquent qu'un bureau d'études apporte au dessin de définition d'une roue d'engrenage des modifications de profil pour compenser les différentes erreurs de fabrication et d'assemblage. Ces modifications portent soit sur le profil soit sur l'hélice. Elles permettent de s'assurer de la position du contact et de la charge, pour lequel la dent a été dimensionnée, ce qui permet d'éviter une usure prématurée. Il est possible de remarquer que certaines cartographies des distorsions mesurées après le TTI se rapprochent des cartographies de flancs modifiés. Ces distorsions étant connues et répétables, il pourrait alors être intéressant de ne plus les combattre mais plutôt de les favoriser dans la mesure où elles sont maîtrisées. En effet, une des modifications les plus usuelles est un bombé selon la largeur de denture, ce qui a pour effet d'augmenter la contrainte de contact (Li, 2007) mais surtout de s'assurer que cette contrainte maximale se trouve au centre de la largeur de

denture. Les quatre recettes étudiées présentent ce bombé, de 2 μm pour la recette A jusqu'à 8 μm pour la recette D. Il y a donc une distorsion suivant la ligne de profil dont il est possible de tirer profit, et une autre selon la ligne de flanc qui peut être compensée avec les déports de denture. Dans ce cas là, les distorsions deviendraient donc un avantage.

3.9 Conclusion

Cette campagne de mesure sur les roues « 1280 » a apporté des réponses intéressantes quant à la déformation imposée par le traitement thermique superficiel par induction. La première satisfaction a été que le protocole de mesure développé a permis de constater des distorsions relativement faibles, avec une bonne confiance dans les résultats. La deuxième satisfaction est que l'induction provoque des distorsions, mais de l'ordre du micron à quelques dizaines de microns au maximum. Pour une partie des zones mesurées, ces distorsions sont insignifiantes, peuvent être compensées en ajustant les tolérances géométriques, et surtout n'affectent pas le fonctionnement de l'engrenage. La seule zone où les distorsions ont une importance vis-à-vis du fonctionnement est le flanc de dent. En effet, les distorsions sont faibles, mais devant les tolérances exigées pour des utilisations comme des turbines aéronautiques, elles sont suffisamment importantes pour être significatives. Dans ce cas il est difficile de simplement les compenser en ajustant les tolérances du dessin de définition étant donné que celles-ci sont déjà très serrées. Il convient alors de prévoir l'effet du TTI sur la géométrie dès la conception du produit, en sachant que certaines distorsions peuvent devenir un atout puisqu'elles peuvent jouer le rôle de corrections de profil.

Il est possible de faire un lien entre le type de recettes d'induction utilisé et les distorsions mesurées, en particulier pour les rayons extérieurs et des flancs. Par exemple, les distorsions des flancs semblent être plus influencées par le type de chauffe finale (recette A versus D, c.à.d. MF + HF simultané versus flash HF) que par le type de préchauffe (recette B et C). Il serait pertinent d'étudier plus de recette afin de confirmer cette tendance.

CHAPITRE 4

ÉTUDE DES ROUES « ATE »

4.1 Introduction

Au sein du LOPFA, des étudiants ont déjà travaillé sur la mesure des distorsions. L'étude menée sur les engrenages Air Terre Équipement (ATE) est la continuité de la maîtrise d'Antoine Faure, dont la problématique était d'analyser les distorsions induites par l'induction sur des pièces de géométrie complexe. Plus spécifiquement, le but de son étude était de montrer qu'il était possible de traiter la pièce en question par induction sans provoquer de distorsions trop importantes. Au cours de ses travaux, A. Faure a montré que l'inducteur initialement utilisé n'est pas adapté à ce type de pièce et concentre la chauffe sur des zones indésirables, ce qui provoque des distorsions élevées. Il a alors conçu un inducteur spécifique à la géométrie de cette roue à l'aide de simulation numérique afin de concentrer la chauffe sur la denture. Mais par manque de temps, l'étude de l'apport de ce nouvel inducteur sur la diminution des distorsions n'a pu être approfondie. Il a alors été décidé de reprendre cette étude, afin d'une part de compléter les travaux de A. Faure et d'autre part de récolter des données supplémentaires pour répondre à l'objectif principal du présent projet. Les objectifs de l'étude des distorsions induites sur les engrenages « ATE » sont donc :

- Valider la conception du nouvel inducteur et démontrer l'utilité d'avoir un inducteur spécifique pour les roues complexes;
- Étudier l'effet de certains paramètres du traitement thermique sur les distorsions induites sur cette pièce complexe en mettant en place un plan d'expériences.

4.2 Planification des traitements

Pour rappel, trois types de pièces sont disponibles. Ils sont définis par les lettres P, R et S. Deux aspects de la géométrie influencent la chauffe par induction : la présence ou non de la rainure et la dimension du diamètre extérieur de la denture. Les pièces R et S sont considérées identiques, mais les pièces P sont différentes. D'une part elles possèdent l'usinage de la rainure qui vient perturber les champs magnétiques, et d'autre part le diamètre extérieur de la denture est inférieur de 0.5 millimètres. Certes ceci ne diminue le couplage que de 0,25 mm mais il est possible que cela influence la chauffe et donc le profil de dureté final (Blut, 2010). Les pièces étudiées par A. Faure au cours de son projet sont du même type que les pièces P, c'est-à-dire qu'elles disposent de l'usinage de la rainure. Il n'y a malheureusement qu'une pièce sur laquelle A. Faure n'a fait qu'un seul traitement d'induction, et pour laquelle les nuages de points avant et après TTI sont disponibles, la pièce P3. L'idée sera donc de traiter la pièce P16 avec la même recette que la pièce P3, afin de comparer les résultats et ainsi de remplir le premier objectif, qui est de vérifier l'efficacité du nouvel inducteur en termes de distorsions. La pièce P18 sera utilisée pour vérifier une nouvelle recette d'induction avec le nouvel inducteur. Enfin les pièces R et S, qui ont des duretés différentes (27 et 42 HRC), permettront de réaliser un plan d'expériences pour étudier l'effet de certains paramètres d'induction sur les distorsions.

4.2.1 Utilisation des pièces P

Dans les travaux d'A. Faure, une seule pièce, la pièce P3, a subi un seul et unique traitement d'induction et avait été complètement caractérisée après cela. Les résultats de micro-dureté et les images d'échantillons attaqués au Nital sont disponibles, de même que les nuages de points mesurés avant et après l'induction. La pièce P16 sera donc traitée avec la même recette. Elle sera mesurée avant et après induction, avec le programme développé ici, mais aussi et surtout avec le programme d'A. Faure afin de comparer avec les nuages de points de la pièce P3. La recette utilisée est la recette #1 présentée dans le Tableau 4.1. La roue P18

sera elle utilisée pour vérifier une recette vers laquelle A. Faure semblait s'orienter après les essais de développement préliminaires pour étudier l'effet de la dureté initiale. Cette recette sera utilisée pour le plan d'expériences des roues R et S. Elle correspond à la recette #2 présentée dans le Tableau 4.1.

Tableau 4.1 Recettes d'induction – ATE

Recette	Préchauffe			Diffusion	Chauffe Principale		
	Fréquence	Puissance	Temps		Fréquence	Puissance	Temps
#1	-	-	-	-	HF	6 %	10s
#2	HF	6 %	4 s	4 s	HF	6 %	6s

4.2.2 Plan d'expériences

Le plan d'expériences de base comporte 3 facteurs à deux niveaux. Ces trois facteurs sont le niveau de dureté initial (27 ou 42 HRC), le type de trempe (à l'air ou à l'eau polymérisée) et la présence ou non d'un revenu après le traitement d'induction. Il est composé de huit expériences et nécessite donc un minimum de huit pièces. Le programme de mesure développé à une durée d'environ 1h30 de façon à pouvoir faire une mesure entre l'induction et le revenu, qui doit être fait au maximum deux heures après. Ceci permet de réduire le nombre de pièces nécessaires à quatre en couplant certaines expériences du plan deux à deux, comme l'illustre le Tableau 4.2.

Tableau 4.2 Pièces ATE - Plan d'expériences

Expérience	Dureté (HRC)	Trempe	Revenu	Pièce
1	27	Air	Oui	S1
2	27	Air	Non	
3	42	Air	Oui	R1
4	42	Air	Non	
5	27	Eau	Oui	S2
6	27	Eau	Non	
7	42	Eau	Oui	R2
8	42	Eau	Non	

Disposant de 6 pièces, il est possible d'ajouter une dimension à ce plan en bloquant un des paramètres, la dureté, et en appliquant une recette différente. La Figure 4.1 suivant illustre le principe de ce plan d'expériences.

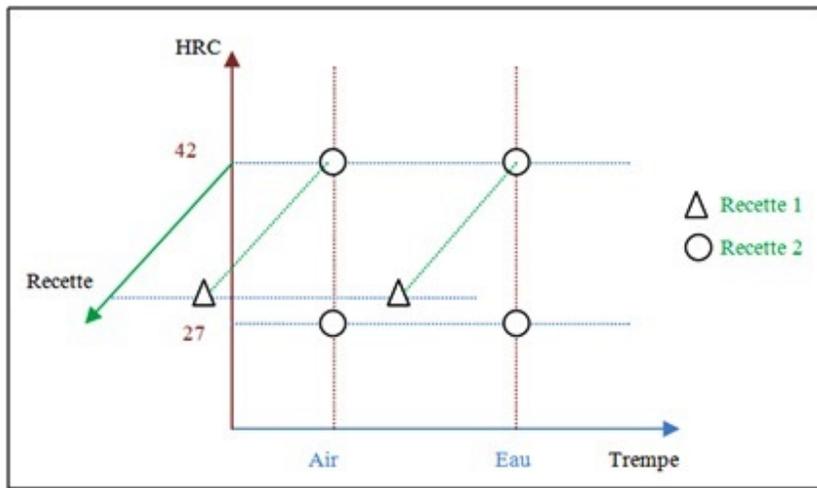


Figure 4.1 Plan d'expériences roues ATE

Les quatre paramètres d'entrée sont donc : la dureté initiale (D), la trempe (T), la recette d'induction (I) et le revenu (R). Le Tableau 4.3 ci-dessous présente le codage de ces variables.

Tableau 4.3 Codage des variables d'entrées du plan d'expériences

Codage	Trempe	Dureté	Revenu	Recette
-1	Air	27HRC	Non	#1
+1	Eau polymérisée 15 %	42HRC	Oui	#2

La sortie de ce plan est la valeur moyenne des distorsions mesurées sur les différentes zones de mesures, sur un secteur éloigné de la dent #0. Ces valeurs sont évidemment à minimiser.

Le protocole appliqué aux roues « ATE » pour l'exécution du plan d'expériences est le suivant :

- Mesures préliminaires: position angulaire de la référence -C- par rapport au centre de la rainure et distance entre le plateau et la référence -A-,
- Mesure MMT,
- Traitement d'induction planifié pour la roue en question,
- Mesure MMT,
- Revenu : 2h à 150°C,
- Mesure MMT.

L'ANNEXE III détaille les étapes de ce protocole, le nettoyage, la mise et le maintien en position de la roue sur le marbre de la MMT, l'exécution des mesures préliminaires et des mesures complètes.

4.3 Étude de l'efficacité de l'inducteur spécifique

Dans le but de constater l'efficacité de l'inducteur conçu pour la géométrie des roues ATE, la première analyse consiste en une comparaison des profondeurs durcies entre les pièces P3 et P16. Viendra ensuite les comparaisons de distorsions qui permettront de dire si l'inducteur a permis d'améliorer le traitement de ce type de roue. Les Figures 4.2 et 4.3 ci-dessous présentent une vue en coupe des deux inducteurs utilisés.

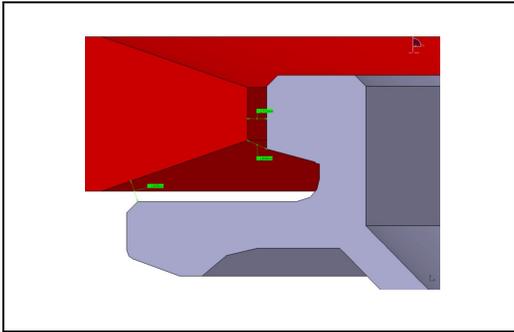


Figure 4.2 Vue en coupe de l'inducteur générique

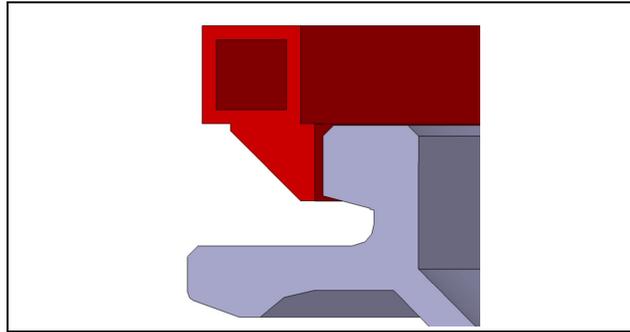


Figure 4.3 Vue en coupe de l'inducteur spécifique

4.3.1 Comparaison des profondeurs durcies

Les roues P3 et P16 sont traitées avec une recette d'induction identique, mais un inducteur différent. Le profil durci devrait donc être affecté. En effet, le nouvel inducteur a été conçu pour orienter davantage la puissance vers la denture. Une profondeur durcie plus importante devrait donc être observée au niveau de la denture, mais le plateau devrait être moins affecté. La Figure 4.4 ci-dessous présente les images des échantillons des roues P3 et P16 après attaque au Nital. Ces échantillons ont été prélevés diamétralement opposés à la rainure. Le premier constat est que la denture de la roue P16 semble présenter un durcissement un peu plus important que la roue P3, mais surtout la roue P16 ne présente pas de durcissement du plateau.

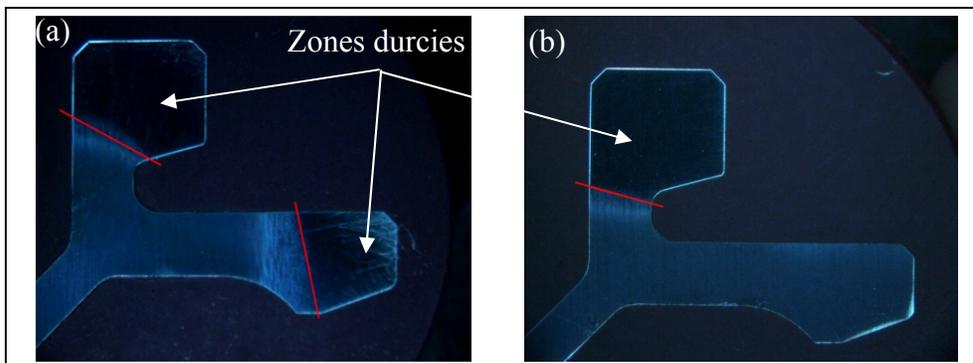


Figure 4.4 Profondeur durcie en pleine dent roue P3 (a) et roue P16 (b)

Le Tableau 4.4 ci-dessous présente une comparaison des profondeurs durcies des deux roues.

Tableau 4.4 Résultats de profondeur durcie

	Pièce	# dent	Hauteur durcie coté extérieur (mm)	Hauteur durcie coté intérieur (mm)	Profondeur durcie du plateau (mm)
Pleine dent proche rainure	P3	#1	6,9	6,2	7,4
	P16	#1	7,4	6,6	-
Creux de dent proche rainure	P3	#2/3	6,3	5,5	7,1
	P16	#2/3	6,4	6,1	-
Pleine dent opposée rainure	P3	#24	4,7	3,7	4,9
	P16	#26	7,1	6,1	-
Creux de dent opposé rainure	P3	#22/23	4,8	3,7	5,1
	P16	#23/24	6,6	6,1	-
			Profondeur durcie de la rainure (mm)		
Rainure	P3		3,0		7,6
	P16		3,7		-

Les valeurs ci-dessus sont issues d'une mesure visuelle sur les photos prises des échantillons après l'attaque au Nital. Ces mesures sont assez approximatives puisqu'il n'est pas évident de déterminer à l'œil nu la fin exacte de la zone durcie. Pour avoir une idée plus précise des profondeurs durcies, des mesures de micro-dureté (dureté Vickers - Charge 500g) ont été faites sur des échantillons en pleine dent et en creux de dent pris à l'opposé de la rainure. Trois lignes sont réalisées depuis le haut de la dent vers le bas, une proche du rayon intérieur, une proche du rayon situé sous la denture, et une troisième au centre. La profondeur durcie est définie selon l'axe de la roue, depuis la surface supérieure de la denture. Les Figures 4.5 et 4.6 ci-dessous présentent les résultats pour les deux roues, superposées sur une photo des échantillons en pleine dent et en creux de dent. Le durcissement de la denture uniquement est présenté, puisque la roue P16 ne présente pas de durcissement du plateau. Les points tracés correspondent à la distance depuis le plan supérieur de la denture à laquelle la dureté commence à chuter.

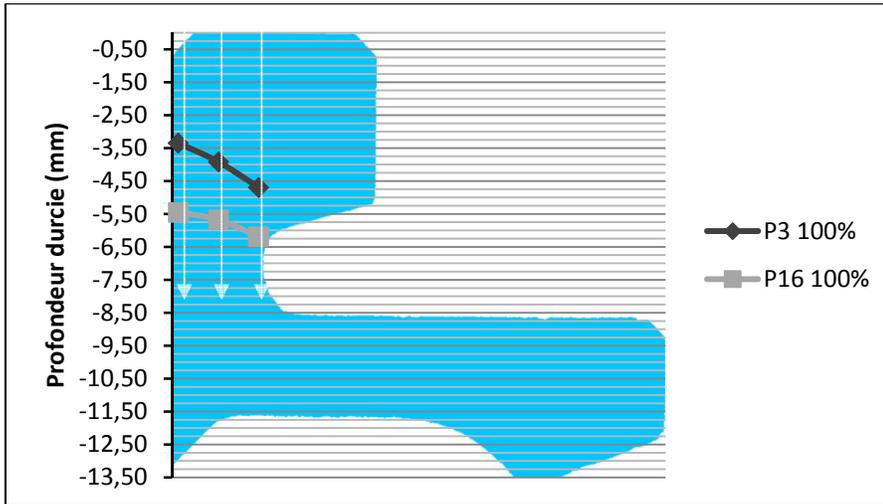


Figure 4.5 Profondeur durcie issue des mesures de micro-dureté en pleine dent

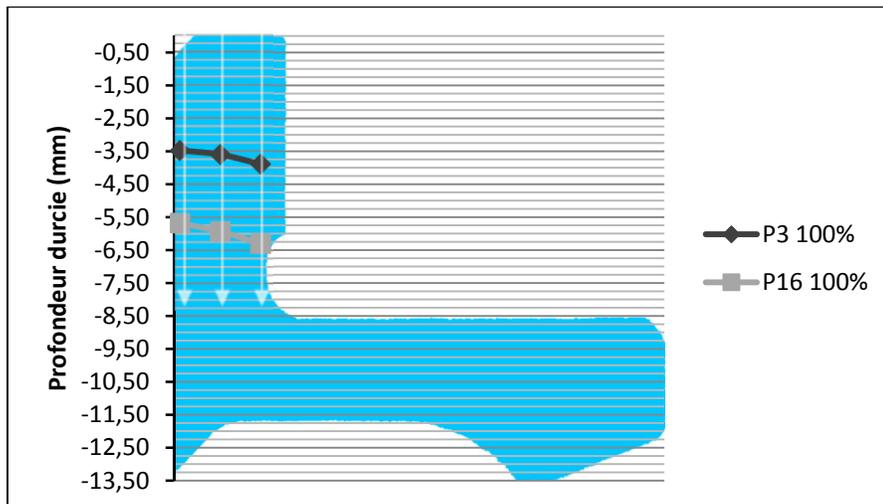


Figure 4.6 Profondeur durcie issue des mesures de micro-dureté en creux de dent

La première remarque est que pour la roue P3, les hauteurs durcies de la denture et la profondeur durcie du plateau sont moindres à l'opposé de la rainure que pour les dents et creux de dent juste à côté de la rainure. À l'opposé de la rainure, les hauteurs durcies ne sont pas suffisantes pour couvrir toute la denture, en particulier en creux de dent. Ce n'est pas le cas avec la roue P16 et le nouvel inducteur. Les hauteurs durcies sont relativement

équivalentes, que ce soit en creux de dent ou en pleine dent, à côté de la rainure ou bien à l'opposé. De plus elles sont supérieures aux profondeurs mesurées sur la roue P3, et peuvent être considérées comme suffisantes puisque toute la hauteur de dent est durcie. Le plateau ne présentant pas de transformation, le nouvel inducteur remplit donc sa 1^{ère} fonction qui est de concentrer la chauffe sur la denture. Ceci est satisfaisant et prouve l'efficacité de l'inducteur puisque le surplus de puissance apporté à la denture par rapport à l'ancien inducteur a permis de durcir la denture au complet sur tout le périmètre de la roue.

4.3.2 Analyse des distorsions

Les distorsions moyennes présentées ici sont celles issues de la mesure avec le Prg1 (développé par A. Faure). Elles correspondent à la portion angulaire 90°/270° (sauf PS_Dent où la portion est 135°/225°), comme l'illustre la Figure 4.7 ci-dessous. La zone de la rainure est donc mise de côté afin de simplifier l'analyse.

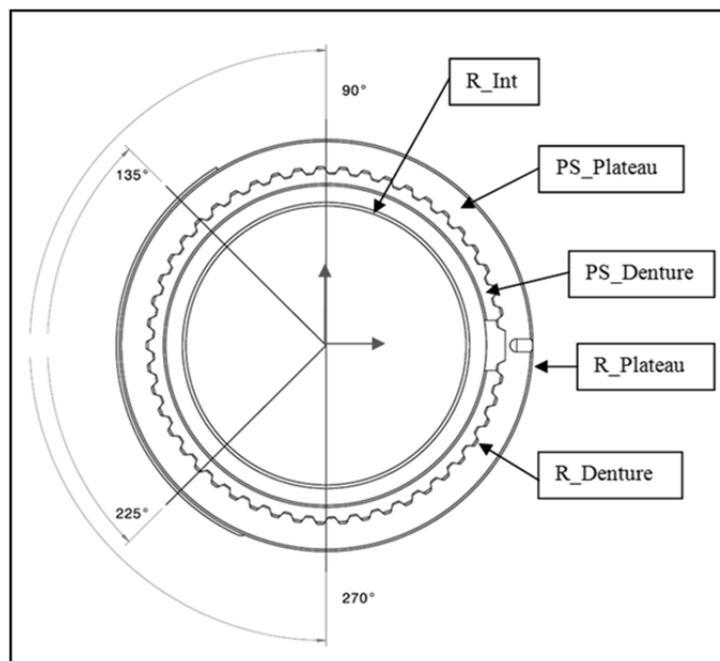


Figure 4.7 Rappel des zones de mesures - roue « ATE »

Les distorsions présentées ici correspondent à la soustraction suivante : nuage après TTI moins nuage avant TTI. C'est-à-dire qu'une distorsion négative traduit un abaissement de plan ou une contraction de diamètre, et inversement pour une distorsion positive. Les Tableaux 4.5 et 4.6 ci-dessous résument les tendances générales déduites de chaque zone.

Tableau 4.5 Récapitulatif des distorsions mesurées sur les plans pour les deux roues

Distorsions (mm)	Pièce	R _{intérieur}	R _{médian}	R _{extérieur}
PS_Plateau	P3	0,167	0,193	0,214
	P16	0,172	0,211	0,251
	Écart	0,005	0,018	0,037
PS_Denture	P3	0,088	0,108	0,119
	P16	0,094	0,124	0,143
	Écart	0,006	0,016	0,024

Tableau 4.6 Récapitulatif des distorsions mesurées sur les rayons pour les deux roues

Distorsions (mm)	Pièce	Z _{Haut}	Z _{Mid}	Z _{Bas}
R_Plateau	P3	-0,138	-0,131	0,065
	P16	0,080	-0,159	-0,149
	Écart	0,218	0,028	0,214
R_Denture	P3	-0,227	-0,214	-0,201
	P16	-0,254	-0,242	-0,232
	Écart	0,027	0,028	0,031
R_Intérieur	P3	-0,236	-0,190	-0,148
	P16	-0,279	-0,232	-0,181
	Écart	0,043	0,042	0,033

La Figure 4.8 ci-dessous présente une idée graphique de la forme de la déformation pour les deux traitements.

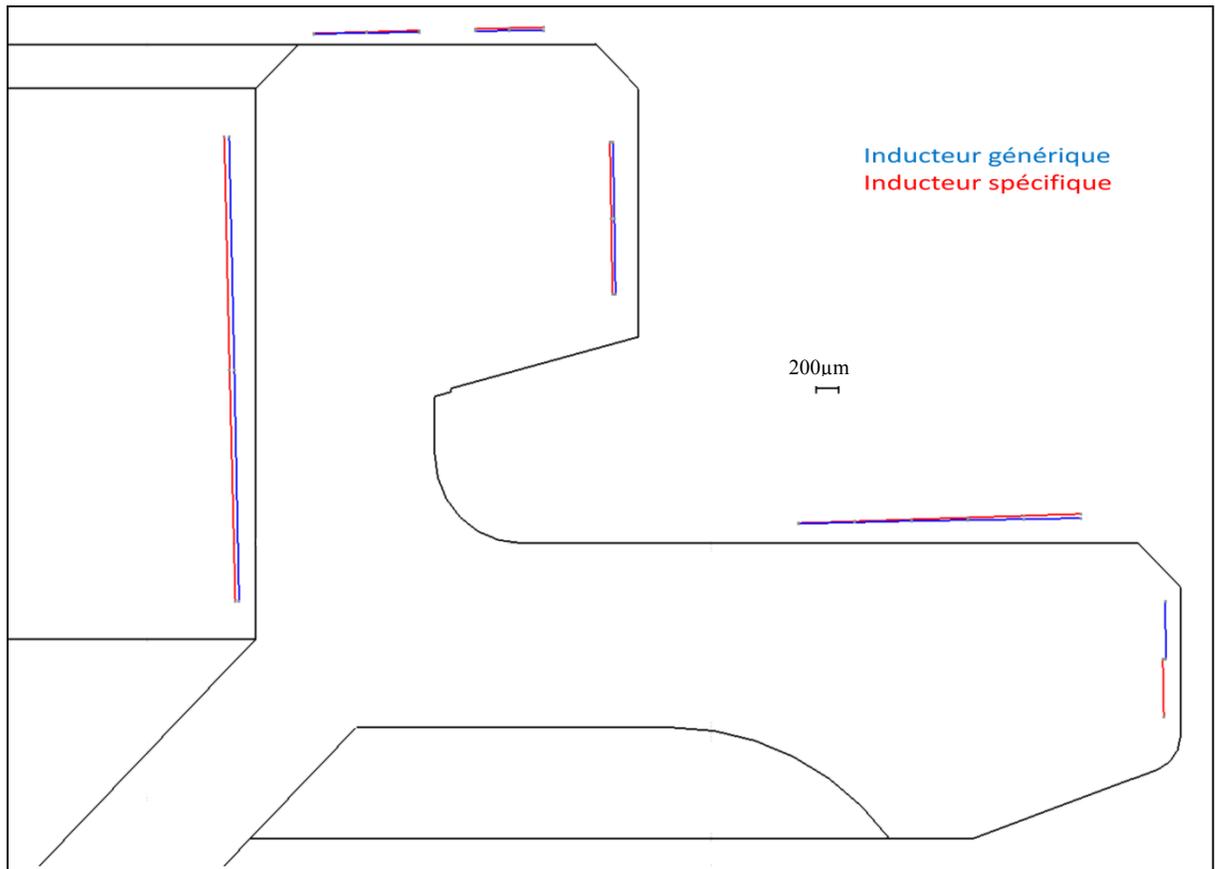


Figure 4.8 Représentation graphique de la déformation de la dent pour les deux traitements

La déformation suite au traitement avec le nouvel inducteur est légèrement plus importante qu'avec l'ancien inducteur, mais reste tout de même assez semblable. Cette augmentation des distorsions pourrait être due au fait que le nouvel inducteur durcit la denture plus profondément. Les distorsions sont plus importantes sur les rayons de mesure extérieurs et sur les zones hautes de la denture. Il est facile d'imaginer ici qu'il y a un point de rotation sous la denture, associé à une contraction vers l'intérieur de l'ensemble de la denture et à une montée des plans.

4.3.3 Conclusion vis-à-vis de l'efficacité du nouvel inducteur

Avec l'utilisation de l'inducteur développé spécifiquement pour cet engrenage, la puissance est mieux orientée qu'avec l'inducteur de base, puisque le plateau ne chauffe plus suffisamment pour qu'il subisse une transformation martensitique. La nouvelle forme de l'inducteur permet donc de tremper uniquement la denture. Au niveau du durcissement de la denture, celui-ci est très satisfaisant puisque les dents présentent une transformation martensitique sur toute leur hauteur, que ce soit en creux de dent ou en pleine dent. Pour ce qui est des distorsions, elles ne sont pas réduites. Le fait que le plateau était transformé sur une bonne profondeur avec l'ancien inducteur n'était donc pas une cause principale de distorsion. Étant donné que le nouvel inducteur oriente la puissance vers la denture, la hauteur durcie des dents est plus importante qu'avec l'ancien inducteur, en particulier en creux de dent, ce qui pourrait expliquer la légère augmentation des distorsions. La chauffe provoque la montée et le basculement vers l'intérieur de la denture. Les déplacements les plus importants se retrouvent proches du diamètre extérieur du plateau, c'est pourquoi il semble y avoir un point de rotation situé entre la denture et le plateau, ou bien au niveau de la section mince reliant l'ensemble denture / plateau au reste de la pièce, loin de la zone transformée (durcie). Ceci montre que pour ce type de géométrie, les changements métallurgiques ne sont pas responsables des distorsions principales mais une déformation d'origine mécanique (surement due à un gradient thermique) a pu les générer loin des zones transformées.

4.4 Résultats et interprétations du plan d'expériences

La première partie consiste en une analyse rapide du plan d'expérience, afin de déterminer le principal effet de chaque paramètre sur les distorsions moyennes mesurées sur chaque zone de mesure et de donner des pistes d'orientation pour minimiser les distorsions. Il est quand même nécessaire de garder à l'esprit que cette analyse permet de donner des indications sur les paramètres qui influencent le plus les distorsions. Mais la réponse étudiée étant une valeur

maximale des distorsions moyennes de chaque zone de mesure, ne permet pas de quantifier réellement l'effet de chaque paramètre sur toute la déformation de la denture. C'est pourquoi, la deuxième partie consiste en une étude des tendances générales des distorsions mesurées pour chaque roue du plan d'expérience. Ceci permet d'évaluer les différences de déformations qu'il peut y avoir entre les différentes roues du plan d'expériences en fonction des paramètres utilisés, et ainsi d'avoir une idée plus précise de l'effet de chaque paramètre sur le mouvement de la denture.

4.4.1 Analyse des effets des différents paramètres

Le plan d'expériences réalisé pour cette étude est assez spécifique. En effet, il est composé d'un plan complet 2^3 sur lequel est ajoutée l'étude du facteur « recette d'induction » en bloquant le facteur « dureté » à sa valeur +1. Afin de simplifier l'analyse et l'interprétation de ce plan et des différents effets, il a été décidé de séparer celui-ci en deux plans complets 2^3 . Pour chaque plan d'expérience, les effets sont calculés pour chaque zone de mesure. La réponse des plans d'expériences est traduite par la valeur maximale des distorsions moyennes mesurées en chaque zone de mesure, sur la zone entre 90 et 270° (cf. Figure 4.7) opposée à la dent #0.

4.4.1.1 Plan d'expérience #1

Le premier plan comprend l'étude de l'effet de la trempe associée à la dureté initiale et à la possibilité de faire un revenu. Il pourrait intervenir dans le cas d'un début de conception d'une pièce visant à être induite, pour laquelle il est possible d'ajuster la dureté à cœur initiale. Le Tableau 4.7 ci-dessous présente les effets principaux et les effets d'interactions.

Tableau 4.7 Résultats du plan d'expériences #1

Effet (mm)	T	D	R	TD	TR	DR
R_Plat	0,018	-0,011	-0,003	0,006	0,000	-0,001
PS_Plat	-0,081	0,034	0,019	-0,009	0,004	0,003
RI	0,045	-0,022	-0,007	0,012	0,001	-0,002
R_Creux	0,066	-0,035	-0,019	0,003	-0,010	0,006
R_Dent	0,080	-0,027	-0,018	0,007	-0,010	-0,009
PS_Dent	-0,032	0,014	0,008	-0,002	0,004	0,003
GPS	-0,057	0,014	0,007	0,000	0,002	0,001
Flancs	0,042	-0,016	-0,011	0,000	-0,007	-0,006

Ce tableau est à analyser avec précaution. Les effets présentés ne tiennent pas compte si les distorsions sont positives ou négatives. Un effet de 18 μm ne traduit pas forcément une augmentation de la distorsion. Si la distorsion initiale est négative alors cet effet traduit une diminution de la distorsion. Il est tout de même possible de remarquer que la sévérité de la trempe est le facteur qui a l'effet le plus important sur le niveau de distorsion. La dureté initiale et le revenu ont des effets moins importants mais peuvent apporter une différence, notamment avec les effets d'interactions. Ces derniers peuvent être importants, il est donc indispensable de les prendre en compte. Ils peuvent être assez significatifs pour certaines zones géométriques, mais ne pas l'être pour d'autre. Il y a donc des interactions complexes entre les différents facteurs et les zones géométriques mesurées. Il est nécessaire de privilégier la minimisation des distorsions sur certaines zones, au détriment d'autres zones, ou bien de déterminer un compromis à atteindre.

4.4.1.2 Plan d'expériences #2

Le second plan se place dans une configuration où la dureté initiale a déjà été définie dans le cahier des charges à 42HRC, pour une raison autre que le traitement thermique d'induction. L'idée est alors d'étudier l'effet de deux recettes différentes sur les distorsions induites, associées à deux types de trempe et la possibilité de réaliser un revenu. Les résultats des effets de chaque paramètre et interaction sont regroupés dans le Tableau 4.8 ci-dessous.

Tableau 4.8 Résultats du plan d'expériences #2

Effet (mm)	T	I	R	TI	TR	IR
R_Plat	0,018	0,005	-0,004	0,006	-0,002	0,000
PS_Plat	-0,086	-0,006	0,021	-0,004	0,008	0,002
RI	0,052	0,005	-0,008	0,005	0,001	-0,001
R_Creux	0,058	0,006	-0,014	0,011	-0,003	0,000
R_Dent	0,072	0,010	-0,021	0,016	-0,010	-0,007
PS_Dent	-0,032	-0,001	0,011	-0,002	0,006	0,000
GPS	-0,057	0,000	0,009	0,001	0,002	0,000
Flancs	0,032	0,009	-0,012	0,009	-0,006	-0,005

Les mêmes précautions que pour le plan #1 sont à prendre pour l'analyse de ce tableau où les résultats ne traduisent pas directement une augmentation ou une diminution des distorsions, mais l'effet de chaque paramètre. Ce 2nd plan d'expérience montre encore une fois que la sévérité de la trempe est le facteur qui a l'effet le plus important sur le niveau de distorsion. Le type de recette n'a qu'un effet assez limité devant les autres facteurs. Le revenu quant à lui a un effet un peu plus important qu'avec le plan d'expériences #1, mais reste bien inférieur à l'effet de la trempe. Les effets d'interactions ne montrent pas de tendances très particulières, mais comme avec le plan #1 certains sont significatifs pour certaines zones géométriques uniquement. Il est donc aussi nécessaire de définir des priorités sur les zones où les distorsions doivent être minimisées avant tout.

4.4.2 Analyse de la déformation globale des différentes roues

Du fait de la complexité des interactions, entre les facteurs mais aussi avec les différentes zones géométriques, il est difficile d'analyser de manière classique le plan d'expérience, d'autant plus qu'il est difficile de traduire la distorsion d'une zone par une seule valeur. C'est pourquoi cette seconde analyse vise à étudier qualitativement les distorsions mesurées sur chaque roue, afin de donner une meilleure vision des déformations que provoque chaque combinaison de facteurs d'induction.

4.4.2.1 Effet du TTI sur la géométrie globale

La Figure 4.9 ci-dessous présente une représentation graphique des distorsions, induites par l'induction uniquement, mesurées sur chaque roue du plan d'expériences. Il est important de garder à l'esprit que ces distorsions sont des distorsions moyennes mesurées sur une moitié de l'engrenage et que les expériences ne sont réalisées qu'une seule fois. Autant de raisons pour prendre du recul vis-à-vis de l'exactitude de ces mesures, et il convient donc d'en observer les tendances et les ordres de grandeur uniquement.

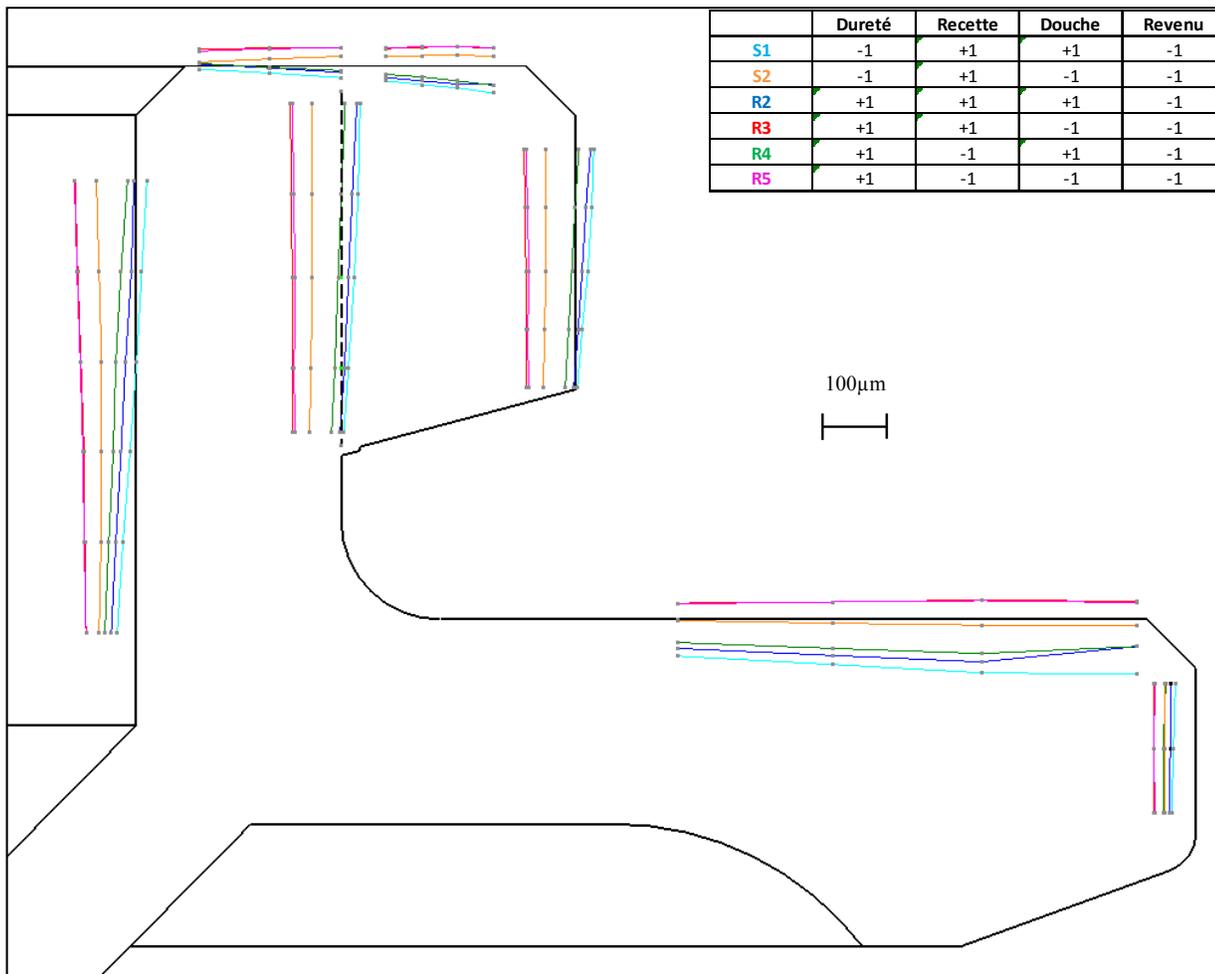


Figure 4.9 Représentation graphique des distorsions moyennes des 6 roues du plan d'expériences

De manière générale, deux groupes de roues se démarquent, et sont différenciés par le type de trempe utilisé. Le groupe 1, soit les roues R2, R4 et S1, est trempé à l'eau polymérisée tandis que le groupe 2, soit les roues R3, R5 et S2, est trempé à l'air. Ceci correspond à la tendance observée avec l'étude des différents effets, où la trempe se démarquait des autres facteurs. Le groupe 1 (trempe à l'eau polymérisée) présente une rotation en sens horaire, donc une rotation de la denture vers l'extérieur de la roue. Les plans suivent cette rotation et ont tendance à s'abaisser, de façon plus marquée sur les rayons de mesure extérieurs. La position du ou des points de rotation des rayons intérieurs et extérieurs de la denture fait que ceux-ci présentent une dilatation sur la partie haute de la denture et une contraction sur la partie basse. Au sein de ce groupe, la roue S1, qui a une dureté initiale inférieure aux deux autres roues, présente une dilatation et une rotation vers l'extérieur plus marquée, avec des distorsions de l'ordre de $-38 \mu\text{m}$ pour les mesures basses et jusqu'à $+30 \mu\text{m}$ pour les mesures hautes des rayons, et -5 à $-80 \mu\text{m}$ pour les plans. Le groupe 2 présente une rotation en sens trigonométrique, donc une rotation de la denture vers l'intérieur de la roue. Cette rotation est moins marquée que pour le groupe 1, mais elle est associée à une contraction de la denture, ce qui finalement donne des distorsions plus élevées. Le mouvement des plans suit cette déformation et ils ont tendance à monter, de façon plus marquée sur les rayons de mesure extérieurs. A l'intérieur de ce groupe, les roues R3 et R5, différenciées par la recette de traitement, présentent des distorsions relativement proches, de l'ordre de -65 à $-95 \mu\text{m}$ pour les rayons et de $+25$ à $+30 \mu\text{m}$ pour les plans. La roue S2, avec une dureté initiale plus faible que les deux autres roues présente des distorsions plus faible, de l'ordre de -45 à $-60 \mu\text{m}$ pour les rayons et de -10 à $-17 \mu\text{m}$ pour les plans. Cette roue à une rotation vers l'intérieur plus faible que les deux autres. A l'intérieur de chaque groupe, la roue ayant la dureté la moins élevée se démarque donc des deux autres roues. Pour le groupe 1 la rotation de la denture vers l'extérieur est favorisée par la dureté initiale plus faible. Cette roue présente donc les distorsions les plus élevées. Pour le groupe 2, cette roue est celle qui présente le moins de distorsions puisque le basculement vers l'intérieur semble « freiné ». Enfin, les deux roues qui diffèrent par la recette d'induction donnent des distorsions quasi-identiques pour les deux groupes.

4.4.2.2 Effet du TTI sur les flancs de dent

Les Figures 4.10 et 4.11 ci-dessous présentent les distorsions moyennes mesurées sur les flancs, respectivement selon la ligne de profil, à mi-hauteur, et selon la ligne de flanc, sur un rayon $R = 62,4$ mm proche du rayon primitif.

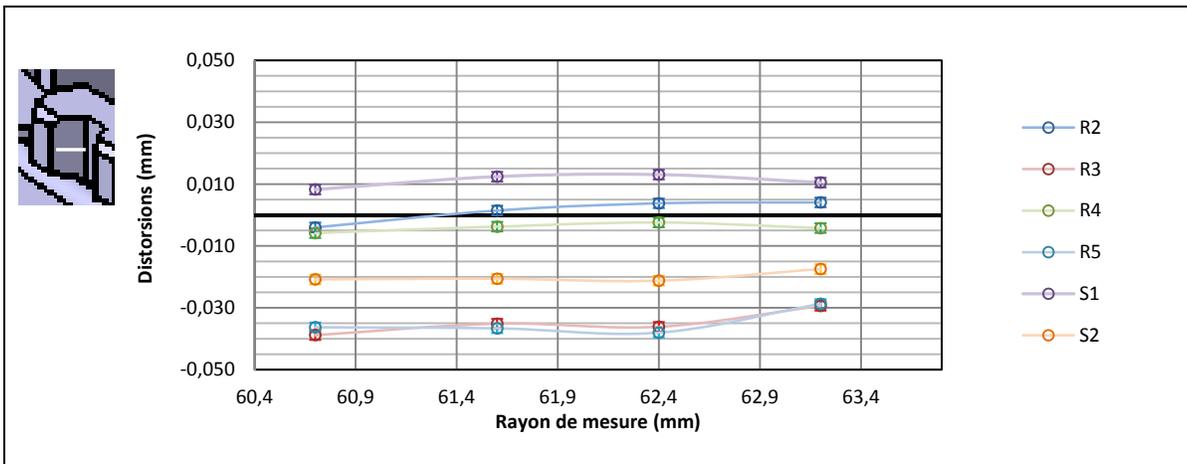


Figure 4.10 Distorsions moyennes Flancs selon le profil à mi hauteur de dent - 1vs2

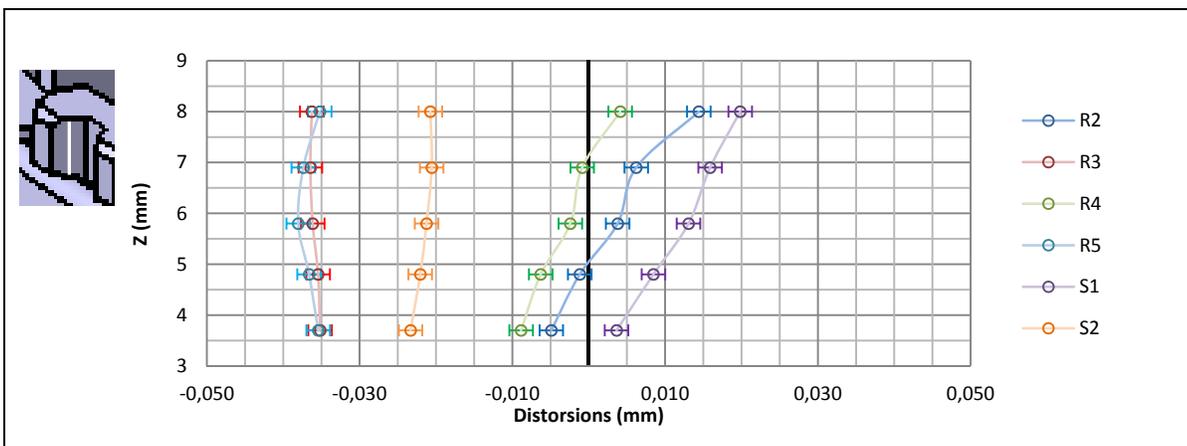


Figure 4.11 Distorsions moyennes Flancs selon la ligne de flanc à $R = 62,4$ mm - 1vs2

Ici aussi les roues peuvent être divisées en deux groupes, fonction du type de trempe, comme pour les résultats vu précédemment. Le groupe 2, roues R3, R5 et S2, montre une contraction

des flancs, quasi-uniforme selon la ligne de flanc (cf. Figure 4.11) et la ligne de profil (cf. Figure 4.10). Cette contraction est de l'ordre de -30 à -40 μm pour les roues R3 et R5, et de -20 μm pour la roue S2. Ceci vient appuyer les précédentes observations qui montraient un basculement de la denture vers l'intérieur. Les flancs de dent se retrouvent donc en retrait de leur position initiale. Le groupe 1 montre des distorsions selon la ligne de profil (cf. Figure 4.10) oscillantes entre -5 et +5 μm , sauf la roue S1 pour laquelle il y a un gonflement de l'ordre de 5 à 10 μm . Ceci correspond aux précédentes observations qui montraient une rotation vers l'extérieur, avec un gonflement sur la partie haute de la denture et une contraction sur la partie basse. Cette rotation s'observe aussi sur les mesures selon la ligne de flanc (cf. Figure 4.11), qui traduisent une contraction sur le bas du flanc et une dilatation sur le haut du flanc.

Il est à noter que le fait de parler de dilatation, contraction ou de gonflement des flancs ne correspond pas réellement à la réalité. Contrairement aux roues « 1280 », il n'est pas possible ici de mesurer uniquement les déformations des flancs, puisque toute la denture est soumise aux distorsions. Une contraction correspond donc à un recul des flancs de dent vers l'intérieur, et une dilatation correspond à une avancée des flancs.

4.4.2.3 Effet du revenu

Le Tableau 4.9 ci-dessous présente l'effet moyen du revenu sur chaque zone géométrique pour les 6 roues étudiées.

Tableau 4.9 Effet moyen du revenu pour chaque roue

Effet (mm)	R_Plat	PS_Plat	RI	R_Creux	R_Dent	PS_Dent	GPS
R2	-0,005	0,022	-0,015	-0,020	-0,020	0,007	0,012
R3	-0,002	0,013	-0,007	-0,010	-0,010	0,005	0,007
R4	-0,006	0,024	-0,015	-0,021	-0,021	0,008	0,012
R5	-0,001	0,010	-0,006	-0,008	-0,008	0,005	0,006
S1	-0,002	0,014	-0,008	-0,011	-0,011	0,005	0,007
S2	-0,003	0,007	-0,005	-0,007	-0,007	0,003	0,004

Il ressort clairement que le revenu à une tendance de déformation équivalente sur toutes les roues, qui est de donner une contraction vers l'intérieur et une montée des plans. L'effet du revenu semble le plus important pour les roues R2 et R4, qui ont une dureté initiale élevée et ont subi une trempe à l'eau. Il est moins important pour les roues trempées à l'air et/ou ayant une dureté initiale faible. La Figure 4.9 étudiée plus haut a montré deux tendances très différentes selon que la trempe est faite à l'air ou à l'eau. Le revenu va donc être favorable à la réduction des distorsions pour les roues ayant subi une trempe sévère, mais être défavorable pour les roues ayant subi une trempe douce. En effet, les roues trempées à l'eau présente une tendance à basculer vers l'extérieur, avec un abaissement des plans. Le revenu va donc permettre de ramener, dans une certaine mesure, les plans vers leur position initiale, mais peut en revanche augmenter légèrement les distorsions de certains rayons. Pour les roues trempées à l'air, le revenu va accentuer les distorsions déjà présentes. Mais dans le cas d'une trempe douce, l'utilité d'un revenu de relaxation est à reconsidérer.

4.4.3 Interprétations

L'étude des effets des quatre facteurs d'entrée du plan d'expériences a permis de déterminer les plus influents : la trempe, la dureté initiale et l'interaction entre ces deux facteurs. Mais il n'est pas si simple de déterminer une recette optimale remplissant l'objectif de distorsions minimales. En effet, les différents rayons mesurés ainsi que les flancs réagissent en opposition avec le mouvement des plans. L'étude graphique (cf. Figure 4.9) des tendances de déformations des six roues a permis d'étudier de manière plus qualitative le mouvement global de la denture et de tirer les conclusions suivantes :

- La trempe à l'eau provoque une rotation de la denture vers l'extérieur, en opposition à une trempe à l'air qui donne une légère rotation vers l'intérieur mais associée à une contraction assez importante;

- Le revenu induit une rotation de la denture vers l'intérieur, donc peut accentuer comme diminuer les distorsions, en fonction de la trempe et de la zone considérée;
- Les deux recettes d'induction donnent sensiblement les mêmes niveaux de distorsions;
- Une dureté initiale plus faible semble favoriser une rotation vers l'extérieur de la denture, donc peut elle aussi augmenter comme diminuer les distorsions.

Il n'est donc pas possible ici de déterminer une combinaison de facteurs optimale pour la réduction des distorsions de cette roue. Il est nécessaire pour cela de mettre en place un cahier des charges dans lequel serait défini des priorités sur les zones où les distorsions doivent être minimisées, en fonction du processus de fabrication, des surfaces fonctionnelles, etc. Ceci permettrait de mettre en place une étude de désirabilité afin d'optimiser les différents paramètres. Il serait par ailleurs intéressant, ayant vu l'effet de la sévérité de trempe et de la dureté initiale, de mettre en place d'autres expériences en ajoutant des niveaux à ces deux facteurs.

4.5 Conclusion

L'étude des roues ATE a permis d'apporter une seconde dimension à ce projet, en montrant les difficultés qui peuvent arriver lorsque la roue traitée n'est plus de géométrie simple. Le premier traitement sur la roue P16 a montré que le nouvel inducteur conçu par A. Faure répondait bien au besoin établi lors de sa conception, qui était d'orienter la puissance vers la denture, et non vers les zones annexes comme le plateau. En effet, le plateau ne présente plus de transformation martensitique et la denture est durcie sur toute sa hauteur, et ce pour tout le périmètre de la roue. Mais la conclusion plus intéressante est que la transformation du plateau, qui était suspectée comme un facteur important d'augmentation des distorsions n'a pas d'effet sur celles-ci, ou du moins pas à ce niveau. Des distorsions sont donc relevées

aussi bien sur des zones durcies que des zones non durcies, d'où l'idée que les distorsions mesurées ici proviennent davantage de déformations mécaniques dues à un problème de rigidité de la roue. Une zone plus ou moins éloignée de la zone durcie et qui ne subit pas de transformation martensitique, chaufferait suffisamment pour se déformer plastiquement et ainsi agir comme un point de rotation de la denture. La transformation du plateau n'étant pas prépondérante dans la formation des distorsions, la suite des travaux a consisté à mettre en place un plan d'expériences dans le but de répondre à l'objectif initial. Trouver un moyen de traiter cette pièce par induction sans provoquer de distorsions trop importantes vis-à-vis des tolérances. Ce plan d'expériences a permis d'étudier l'effet de plusieurs paramètres d'induction sur ces distorsions. L'analyse des résultats a montré que la sévérité de trempe ainsi que la dureté initiale sont les paramètres les plus influents sur les niveaux de distorsions induits. Le revenu a lui aussi son effet, mais dans une moindre mesure, alors que les deux recettes d'inductions utilisées n'ont pas présenté de grandes différences en termes de distorsions. En revanche, la détermination d'une combinaison optimale pour des distorsions minimales n'est pas si évidente, à cause des interactions entre les différents facteurs et les zones géométriques. Il est en effet possible de déterminer plusieurs combinaisons de paramètres donnant différents compromis sur les distorsions de chaque zone de mesure. Pour finir, la principale conclusion à tirer de cette partie de l'étude est que la géométrie d'une pièce à traiter joue un rôle important dans la formation des distorsions. Il serait par exemple facile d'imaginer ajouter des raidisseurs sous le plateau, de façon à ne pas entraver le fonctionnement de l'engrenage, qui apporterait une certaine rigidité peut être suffisante pour réduire les distorsions à un niveau acceptable vis-à-vis des tolérances. Il faudra éventuellement adapter les recettes et en particulier augmenter les puissances pour compenser les puits de chaleur que représentent les raidisseurs.

CONCLUSION

Le but de ce projet était d'étudier les modifications géométriques induites sur des engrenages traités thermiquement par induction. Pour cela, un protocole de mesure sur MMT a été mis en place, permettant de détecter des distorsions relativement faibles avec une bonne confiance. Ensuite, une première expérimentation a été menée sur la géométrie de roue « 1280 ». Elle a permis d'analyser l'homogénéité des distorsions sur le périmètre d'une roue, la répétabilité des distorsions sur des roues de même géométrie, de même microstructure initiale, traitée avec la même recette d'induction, et enfin de comparer les distorsions moyennes induites de quatre recettes d'induction différentes. Pour finir, les expériences menées sur les roues « ATE » ont montré que la géométrie générale d'une pièce traitée par induction a une très grande influence sur les distorsions induites, car les déformations d'origine mécanique peuvent être bien plus importantes que les déformations d'origine métallurgiques. L'étude de l'effet de différents paramètres sur ces distorsions a permis de tirer certaines tendances dans le but de les minimiser.

L'examen des différents aspects de la métrologie des engrenages a appuyé la définition du moyen de mesure ainsi que des différents points de mesures pour chaque type d'engrenage. Le développement de la méthode de mesure qui a suivi a été un défi, car le niveau d'incertitude souhaité se rapproche des limites intrinsèques de la MMT. A cela, il faut ajouter les différentes sources d'incertitudes, la mise en position, le référencement, l'état de surface de la pièce, etc. La mesure des flancs de dent de la géométrie « 1280 » a posé particulièrement problème. Le fait que ces surfaces soient en développante de cercle implique des erreurs importantes dès lors que la roue n'est pas replacée dans la même position angulaire à chaque mesure.

Les expérimentations menées sur les roues « 1280 », de géométrie simple, denture en développante de cercle, ont mis en œuvre quatre recettes d'induction différentes, chacune sur quatre roues considérées identiques en termes de géométrie et de microstructure. Les mesures

ont montré que les distorsions sont homogènes sur le périmètre d'une roue, et qu'elles sont répétables d'une roue à l'autre traitées avec la même recette. Les distorsions sont généralement inférieures à 10 μm , hormis pour les surfaces latérales de la roue où les distorsions peuvent atteindre 25 μm . Les distorsions induites sont donc généralement assez faibles devant les tolérances du dessin de définition, et ne posent pas de problème pour le fonctionnement de l'engrenage même de classe faible (précisions élevées). Pour la partie active, les flancs de dent, les distorsions sont significatives mais de par leur répétabilité elles peuvent être anticipées mais aussi utilisées pour améliorer la qualité de l'engrènement. Le revenu quant à lui n'induit que très peu de distorsions. Il provoque une contraction de l'ordre de 1 à 3 μm des zones ayant été déformées par le traitement d'induction uniquement. Le traitement superficiel par induction n'induit donc pas de distorsions assez importantes pour justifier à lui seul une rectification post durcissement. De plus, il a été vu que ces distorsions peuvent être liées aux types de recette d'induction utilisés. D'un point de vue optimisation du procédé, il est intéressant de remarquer que la recette de durcissement de contour (recette A), qui est probablement celle donnant les meilleures contraintes résiduelles, est celle qui provoque les distorsions les plus faibles; c'est comme si pour cette recette les contraintes résiduelles restaient à l'intérieur de la pièce et que la dent s'affaissait sur elle-même.

La deuxième série de roue utilisée, fournie par Air Terre Équipement, comporte une denture droite, mais sa géométrie générale est relativement complexe. Le traitement des premières roues a montré des distorsions de l'ordre de 200 μm dues à un pivotement de la denture et non au durcissement de la denture elle-même. La géométrie de la pièce présente donc un problème de rigidité puisque la chauffe provoque des déformations plastiques dans des zones éloignées de la zone durcie. Ensuite, un plan d'expérience a permis d'évaluer l'effet sur ces distorsions d'un revenu, du type de trempe (air/eau), de la dureté initiale de la pièce, et enfin de comparer deux recettes différentes. Les résultats ont montré que la trempe et la dureté initiale sont les facteurs les plus influents sur les distorsions induites. Mais, de part les nombreux effets d'interaction, il est difficile de déterminer avec si peu de tests quelle est la combinaison la plus favorable à la minimisation des distorsions. Il serait intéressant d'ajouter

des tests supplémentaires, avec d'autres niveaux de sévérité de trempe et de dureté initiale. Mais il est important de garder à l'esprit que pour ce type d'engrenage, il ne sera pas possible de déterminer une combinaison des paramètres de traitement permettant de réduire les déformations géométriques de la pièce en général. Il faudra soit établir un compromis entre les déformations des différentes parties géométriques, soit définir des priorités entre ces différentes zones.

Pour finir, les deux géométries de roue différentes, l'une simple et rigide et une autre plus complexe, ont permis de différencier deux types de déformations. La géométrie de roue complexe a montré qu'un problème de rigidité de la structure de la roue peut entraîner des distorsions considérables dues à des déformations d'origines mécaniques. La conclusion principale à tirer est que pour toute pièce devant être traitée par induction, certaines précautions géométriques doivent être considérées afin d'éviter les problèmes de rigidité et la création de rotule plastique induisant des déformations de la pièce trop importante. Le design des pièces doit prendre cela en considération. Le principe de « design for manufacturing », de plus en plus mis en avant de nos jours, est entièrement justifié ici. A l'opposé, les roues de géométrie simple ont permis de mettre en évidence l'effet des changements métallurgiques sur les distorsions. Elles sont généralement négligeables et ne sont pas directement reliées à la profondeur durcie des zones traitées.

RECOMMANDATIONS

Tout d'abord, au cours de l'étude sur les roues « 1280 » il a été question de l'utilité de l'usinage de finition en terme de correction de géométrie. Les distorsions mesurées à elles seules ne suffisent pas à justifier cette étape coûteuse du processus de fabrication. Mais pour étudier de façon plus poussée la possibilité de retirer cette étape, il serait nécessaire de reproduire ces expérimentations et de vérifier les résultats sur des roues à la géométrie finale (rectifiée) et non à une géométrie intermédiaire comme lors de cette étude.

De plus, il est nécessaire de vérifier que la rectification n'a pas un rôle dans l'amélioration des performances mécaniques, puisque l'état microstructural des roues sera probablement différent si l'étape de rectification est réalisée avant l'induction plutôt qu'après le revenu (la microstructure déformée de la couche de surface sera transformée lors de la chauffe et de la trempe). Il est également possible que lors du traitement thermique une couche d'oxyde se forme à la surface de l'engrenage. Il sera donc important, dans le cas de la suppression de la rectification, de s'assurer que cette couche d'oxyde est suffisamment fine pour disparaître lors du rodage de l'engrenage (par contre, ces oxydes resteront en creux de dents) ou bien développer un traitement d'induction sous atmosphère contrôlé.

Afin de poursuivre les recherches entamées avec cette étude, il serait possible d'utiliser la méthode de mesure développée pour étudier les distorsions induites par d'autres recettes d'induction. Après avoir vu que les distorsions sont répétables, il serait intéressant de mettre en place un nouveau plan d'expériences, plus raffiné, afin d'étudier plus particulièrement la prédiction des distorsions en fonction des paramètres de traitement. Il serait également possible d'étudier les distorsions induites sur d'autres géométries de pièces. Il sera important lors d'éventuelle simulation de bien dissocier les déformations induites par les changements métallurgiques et les déformations d'ordre mécanique, comme il a été vu avec l'étude de la roue « ATE ».

Un autre axe de poursuite viserait à étudier les liens qu'il peut y avoir entre les distorsions et les profils de contraintes résiduelles. L'intérêt ici est de pouvoir optimiser le développement de recettes dans le but de maximiser les contraintes résiduelles tout en minimisant les distorsions.

Les résultats obtenus sur les roues « 1280 » ou d'autres pièces seront utilisés pour valider les modèles de simulation numérique du traitement d'induction développés par les étudiants travaillant sur les différents aspects de l'induction au sein du LOPFA. En effet, ces modèles devront pouvoir prédire les profils durcis, les contraintes résiduelles ainsi que les distorsions générées en fonction du type d'engrenage et des paramètres du traitement. Cet outil sera très bénéfique dans l'optique de minimiser le temps de développement de traitements d'induction et d'améliorer la maîtrise de ce procédé.

Un autre défi à relever dans le futur sera l'étude de formes d'engrenages plus complexes comme les dentures hélicoïdales. La non-symétrie de la denture ne permettra pas d'utiliser la méthode de mesure développée ici et demandera par conséquent du développement supplémentaire.

ANNEXE I

PROTOCOLE DE PERÇAGE DE LA REFERENCE -C- POUR LES ROUES « 1280 »

1 Mise en place du support de perçage sur la fraiseuse

Le montage de perçage est placé dans l'étau de la fraiseuse de façon à avoir la vis de pression sur la droite.

Utilisation de l'outil *head finder* pour centrer le montage :

- Positionnement approximatif de cet outil au centre de l'alésage central du montage;
- Décalage vers le haut ou le bas pour éviter de venir palper dans la rainure de la pige mobile;
- Alignement des deux parties de l'outil;
- Mise en route de la broche à 300rpm, puis approche du bord droit de l'alésage;
- Des lors que l'outil dépasse le point de contact il se désaligne. Mise à 0 de l'axe X;
- Approche du bord gauche de la pièce et relève la mesure;
- Calcul du centre de l'alésage selon X puis mise à 0 de cet axe en cette position;
- Même protocole pour l'axe Y.

2 Mise en place de l'engrenage dans le montage de perçage

- Placement de l'engrenage sur le montage de perçage en vérifiant que l'épaulement inférieur se trouve bien dans l'alésage du montage, que la pige fixe se trouve dans le creux de dent 25/26 et que la pige mobile se positionne bien dans le creux de dent 1/2;
- Serrage de la vis de pression de la pige mobile;
- Bridage de l'engrenage.

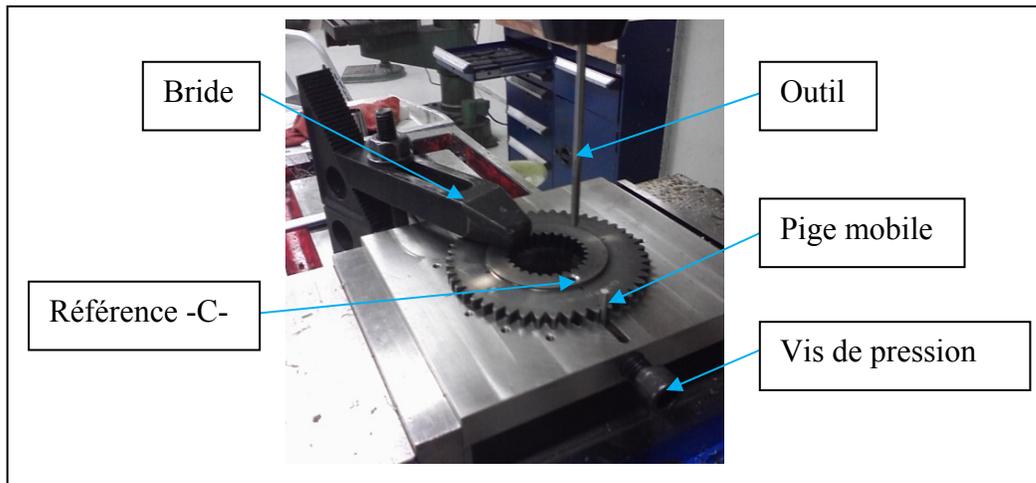


Figure A I-1 Montage de la roue « 1280 » sur fraiseuse conventionnelle

3 Forêt à centrer

- Foret à centrer à 45°,
- Coordonnées : X = 27 mm et Y = -1,
- N = 2000 rpm,
- Réalisation d'une empreinte légèrement plus grande que l'alésoir $\Phi 4$ mm.

4 Perçage

- Foret $\Phi 3.66$ mm,
- Coordonnées : X = 27 mm et Y = -1,
- N = 2000 rpm,
- Réalisation du perçage débouchant.

5 Alésage

- Alésoir $\Phi 4$ mm,
- Coordonnées : X = 27 mm et Y = -1,
- N = 1000 rpm,
- Alésage du trou, vitesse d'avance constante et un peu plus rapide que pour le perçage.

ANNEXE II

PROTOCOLE DE MESURES PRÉLIMINAIRES ROUES « 1280 »

1. Marquage de la pièce

Définir et marquer la face A et la dent 1 :

La dent #1 doit être la dent immédiatement au dessus de l'axe X défini par le centre du perçage. En regardant la face A, dent #1 vers le haut, le flanc droit est à droite et le flanc gauche à gauche, les dents sont numérotées dans l'ordre croissant en tournant dans le sens horaire.

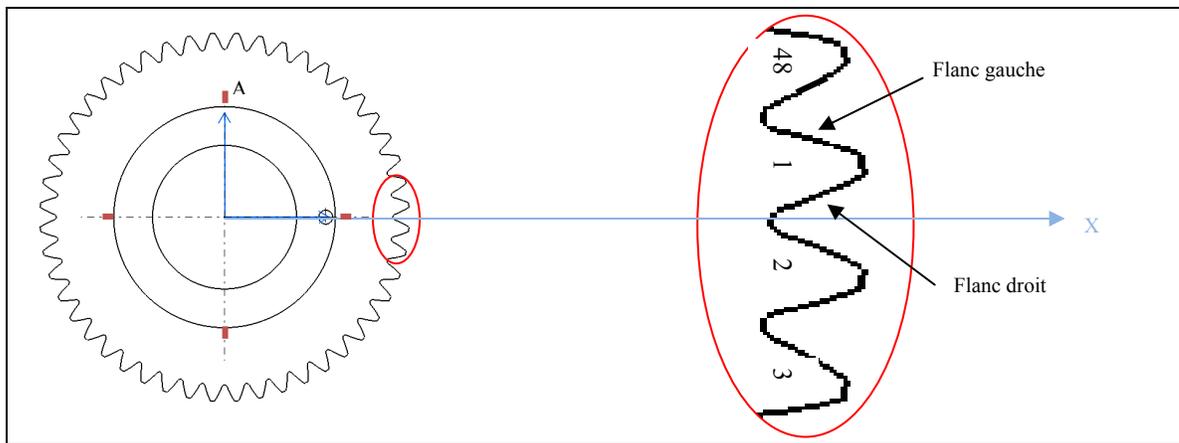


Figure A II-1

Marquage de la pièce « 1280 »

Marquer aussi sur les deux faces les creux de dent 1/2, 13/14, 25/26 et 37/38 (question pratique pour le positionnement).

2. Nettoyage/dégraissage de la pièce

- **Pour la première mesure**

- Nettoyer grossièrement la roue avec du méthanol;
- Placer la pièce dans un bécher d'acétone;
- Placer et fixer le bécher dans le bac à ultrason pendant 10min.

- **Pour les mesures suivantes**

- Dégraisser la pièce avec du savon et de l'eau;
- Sécher la pièce à l'air comprimé;
- Nettoyer avec soins la pièce avec du méthanol et sécher à nouveau.

Une fois la pièce nettoyée, la manipuler soit avec des gants soit par la denture intérieure pour ne pas souiller les zones mesurées.

3. Étalonnage du palpeur

- Positionner la sphère de référence en ivoire sur le point d'ancrage central du marbre de la MMT;
- Lancer le programme « 1280 calibration/P5 ».

4. Mesure des épaisseurs

4.1. Mise en place de la pièce sur le marbre

- Placer l'engrenage sur le coin inférieur gauche de la table aimantée;
- Placer le coin inférieur gauche de la table aimantée au centre du point d'ancrage central du marbre de la MMT;
- Aligner le bord inférieur de la table aimantée avec l'axe X de la machine.

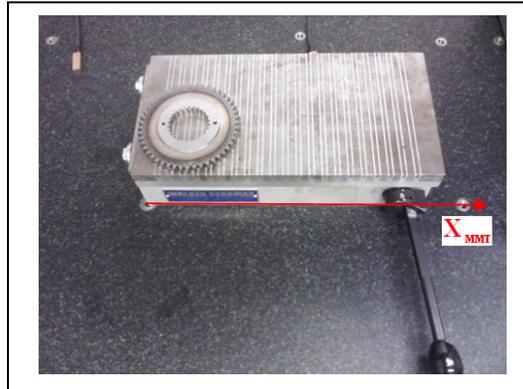


Figure A II-2 Mise en place de la roue « 1280 » sur le marbre pour mesures préliminaires

4.2. Mesure

- **Mesure de la face A**

- Lancer le programme « 1280 gear VF-P5/1-Mesure des H »;
- Suivre les instructions pour la prise manuelle du référentiel;
- Recalage automatique du référentiel, vérifier que la reprise de chaque référence se stabilise comme suit :

Référence A : Coordonnée Z doit se stabiliser à 0.000,

Référence B : Coordonnées X et Y doivent se stabiliser à 0.000,

Référence C : L'angle de l'axe X doit se stabiliser à 0:00:00.

Si pour l'une des références des divergences apparaissent de plus de 1 μm ou de plus de 0:00:04 pour l'angle, répondre non (n) à la question « Le référentiel est-il stable? », le programme relance alors une reprise du référentiel.

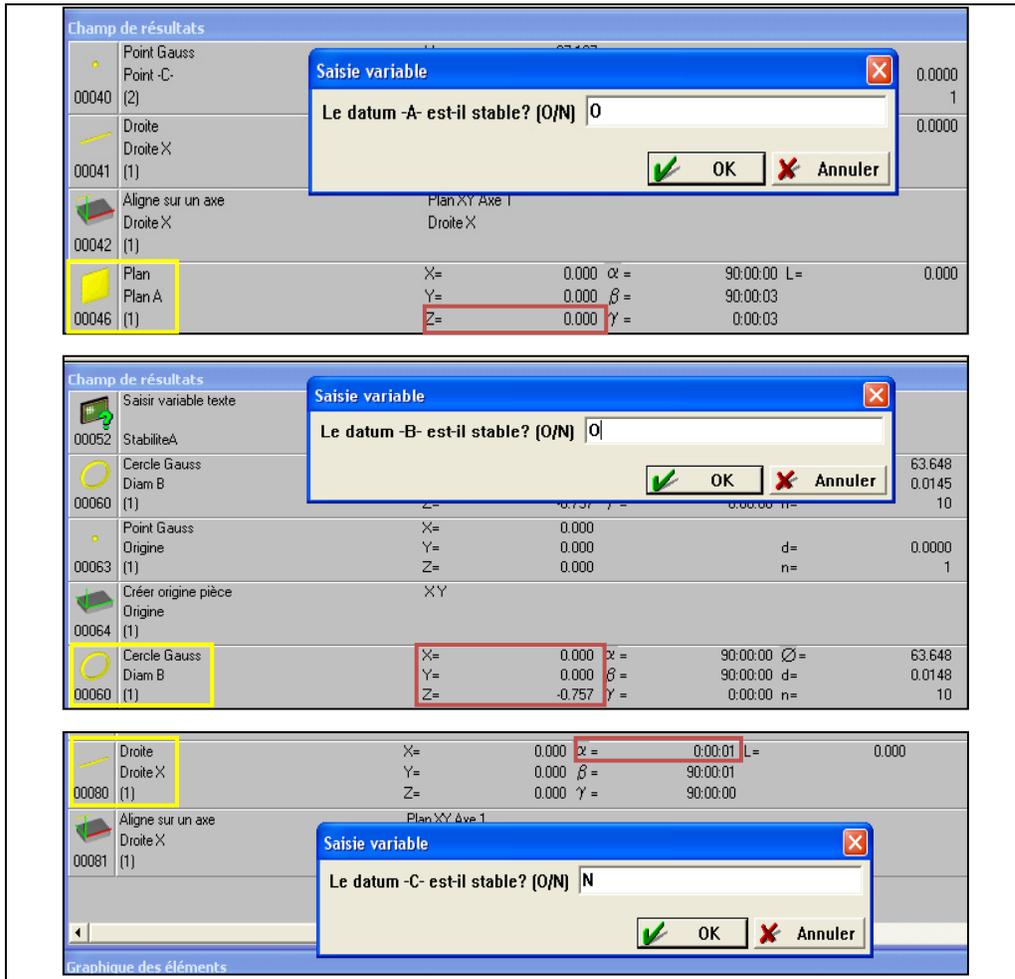


Figure A II-3 Contrôle de la stabilisation des coordonnées des trois références roue « 1280 »

- Mesure automatique de la hauteur de l'épaulement et de la face A (respectivement H2 et H1 sur la figure ci-dessous) :



Figure A II-4 Mesure des épaisseurs face A roue « 1280 »

- Récupérer les deux valeurs de H1 et H2 :

00081	StabilitéC	Le datum -C- est-il stable? (O/N)						
		0						
	Plan Élément circonscrit	X=	-0.001	$\alpha =$	90:00:13	L=	9.493	
	Épaulement	Y=	-0.001	$\beta =$	90:00:30	d=	0.0090	
00088	(2)	Z=	9.493	$\gamma =$	0:00:32	n=	20	
	Plan Élément inscrit	X=	-0.001	$\alpha =$	90:00:22	L=	7.907	
	Face	Y=	-0.001	$\beta =$	90:00:28	d=	0.0307	
00092	(3)	Z=	7.907	$\gamma =$	0:00:36	n=	30	
00000	Fin du programme pièce	Toutes répétitions terminées						

H2 (H4)
H1 (H3)

Figure A II-5 Récupération des valeurs des épaisseurs roue « 1280 »

- Reporter ces deux mesures dans le fichier « Engrenages_PWK.xls ».

- **Mesure de la face B**

- Même mise en position et même déroulement que pour la face A. On récupère ici les valeurs H3 et H4 suivantes :



Figure A II-6 Mesure des épaisseurs face B

- Reporter ces deux mesures dans le fichier « Engrenages_PWK.xls ».

5. Mise et maintien en position de la roue sur le marbre

5.1. Mise en position et bridage du support « 1280 » sur le marbre

- Placer trois supports identiques à environ 120° autour du trou de fixation central du marbre (cf. Figure A II-7);
- Visser une tige filetée dans le trou de fixation central du marbre (cf. Figure A II-7);



Figure A II-7 Mise en position et bridage du support « 1280 » sur le marbre : étape 1

- Placer le support de mesure sur les trois supports triangulaires, pige mobile à droite;
- Placer la grosse entretoise dans l'alésage central du support;
- Serrer légèrement le support + la grosse entretoise avec un écrou;

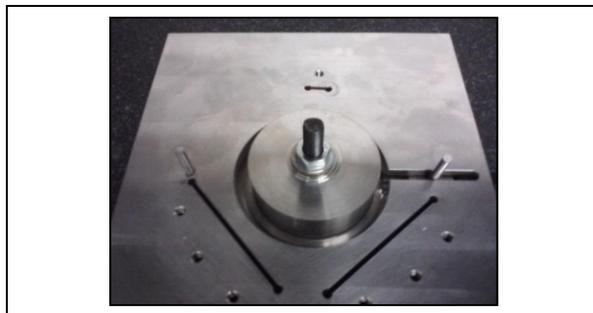


Figure A II-8 Mise en position et bridage du support « 1280 » sur le marbre : étape 2

- Utiliser le programme « 1280 gear VF-P5 /0-Reglage support » pour régler le support à 3.75° par rapport à l'axe X machine;

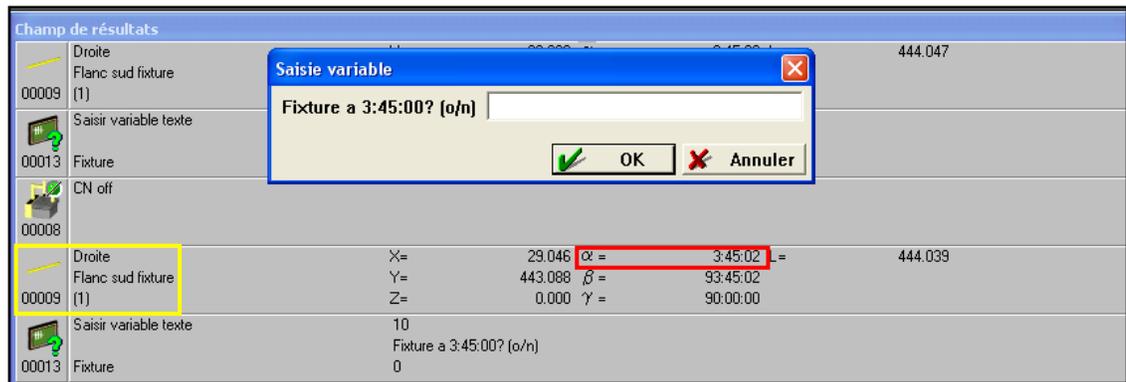


Figure A II-9 Mise en position et bridage du support sur le marbre : étape 3

- Serrer complètement le support et vérifier la valeur de l'angle avec le programme « 1280 gear VF-P5 /0-Reglage support ».

5.2. Mise en position et bridage de la roue sur le support

- **Pour la mesure de la face A**

- Placer la roue sur la grosse entretoise, avec la pige fixe dans le creux de dent 13/14;
- Serrer légèrement la pige mobile dans le creux de dent 37/38;
- Placer la petite entretoise sur la roue et centrer le tout visuellement;
- Serrer l'empilement à l'aide d'un écrou + rondelle.

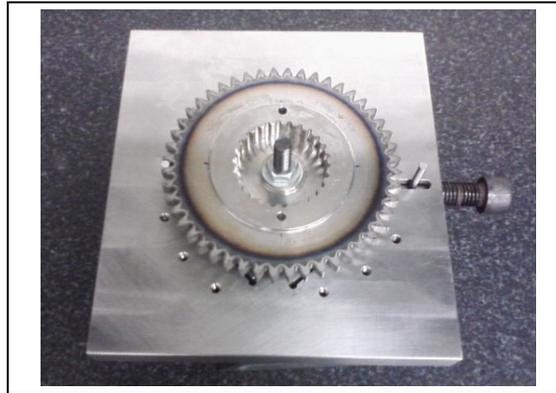


Figure A II-10 Mise en place et
bridage de la roue « 1280 » sur le
support de mesure

- **Pour la mesure de la face B**

- Placer la roue sur la grosse entretoise, avec la pige fixe dans le creux de dent 37/38;
- Serrer légèrement la pige mobile dans le creux de dent 13/14;
- Placer la petite entretoise sur la roue et centrer le tout visuellement;
- Serrer l'empilement à l'aide d'un écrou + rondelle.

6. Mesure de l'angle d'indexation

- Lancer le programme « 1280 gear VF-P5/2-Mesure angle »;
- Suivre les instructions pour la prise manuelle du référentiel;
- Après avoir défini la référence -C-, relever la valeur X de son centre et la donner lorsque demandée (correspond à la valeur abs(Y) du Cercle -C- lors pour la première mesure, puis à la valeur X par la suite);

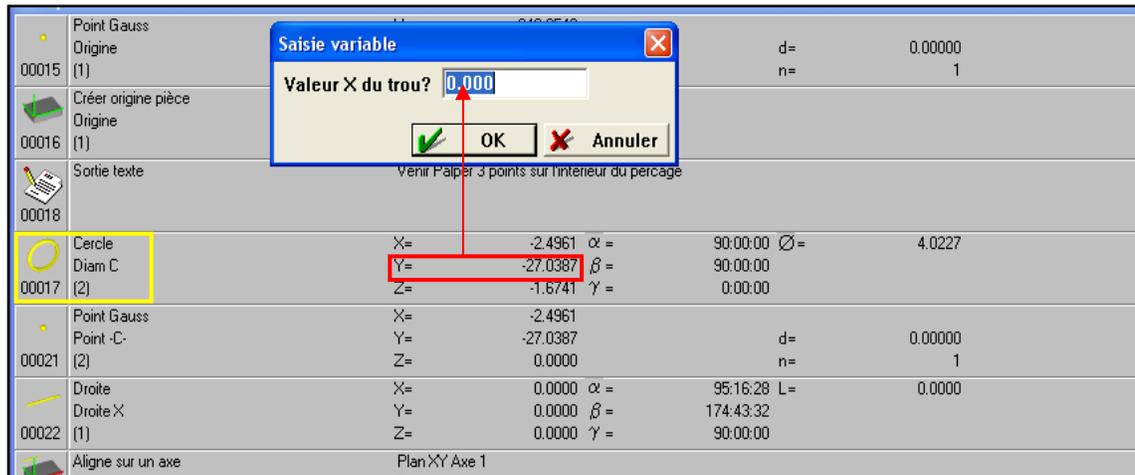


Figure A II-11 Récupération du rayon de positionnement de la référence -C- roue « 1280 »

- Recalage automatique du référentiel;
- Après chaque recalage automatique, relever à nouveau la valeur X du centre de la référence -C- puis la redonner lorsque demandée;
- Vérifier que la reprise de chaque référence se stabilise comme suit :

Référence A : Coordonnée Z doit se stabiliser à 0,000,

Référence B : Coordonnées X et Y doivent se stabiliser à 0,000,

Référence C : L'angle de l'axe X doit se stabiliser à 0:00:00.

Si pour l'une des références des divergences apparaissent de plus de 1 micron ou de plus de 0:00:04 pour l'angle, répondre non (n) à la question sur la stabilisation de la référence concernée afin d'ordonner la reprise de celui-ci.

- Mesures automatiques de l'angle entre la référence -C- et le creux de dent #1 (entre les dents #1 et #2) :

Le programme va mesurer cet angle à 10 reprises. Après chaque reprise, relever la valeur de l'angle en base 60, le reporter dans le fichier « Engrenages_PWK.xls », puis renvoyer la valeur convertie en degré de l'angle dans le logiciel COSMOS;

00103	Droite creux de dent (2)	Y=	0.000	$\beta =$	90:00:00	
		Z=	0.000	$\gamma =$	90:00:00	
00104	Angle Angle (1)			A=	1:30:15	(1) Droite (2) Droite
	Translation/Rotation réf.			Axe Z X=	0.0000	
				Y=	0.0000	

Figure A II-12 Récupération de l'angle du référentiel roue « 1280 »

- La valeur retenue de l'angle sera une moyenne des quatre dernières valeurs mesurées.

7. Mesure complète

7.1. Mesure Face A

- Lancer le programme « 1280 gear VF P5/3-Mesure A »;
- Entrer la date, # pièce, # mesure et les données demandées répertoriées dans le fichier « Engrenages_PWK.xls » : les quatre hauteurs et l'angle d'indexation;
- Suivre les instructions pour la prise manuelle du référentiel;
- Recalage automatique du référentiel, vérifier que la reprise de chaque référence se stabilise comme suit :

Référence A : Coordonnée Z doit se stabiliser à 0,000,

Référence B : Coordonnées X et Y doivent se stabiliser à 0,000,

Référence C : Coordonnées Y doit se stabiliser à 0,000.

Si des divergences apparaissent de plus de 1 μm , recommencer le programme en répondant « n » à la question.

- Mesure automatique des zones de mesure PS, GPS, DE et Flancs.

Il est possible de venir modifier facilement les paramètres suivant :

- Nombre de paire de dents à mesurer pour les mesures GPS et Flancs;
- Nombre de dent à palper pour la mesure DE. Attention, ce nombre doit être multiple de 2;
- Nombre de paire de dents à palper pour la mesure Flancs. Il est préférable que ce nombre soit identique au nombre de paire de dents à palper sur le plan supérieur afin de cartographier totalement les paires de dents définies - *Attention, ces nombres doivent être compris entre 2 et 24 et diviseur de 48;*
- Les différentes distances de sécurité.

Pour cela, sous Cosmos®, éditer le programme « 1280 gear VF-P5/3-Mesure A » et les variables correspondantes à ces paramètres se trouvent au début du programme et au début des parties correspondantes à chaque zone de mesure.

7.2. Mesure Face B

- Lancer le programme « 1280 gear VF-P5/4-Mesure B »;
- Entrer la date, # pièce, # mesure, et l'angle d'indexation à récupérer dans le fichier « Engrenages_PWK.xls »;
- Suivre les instructions pour la prise manuelle du référentiel;
- Recalage automatique du référentiel, vérifier que la reprise de chaque référence se stabilise comme suit :

Référence A : Coordonnée Z doit se stabiliser à 0,000;

Référence B : Coordonnées X et Y doivent se stabiliser à 0,000;

Référence C : Coordonnées Y doit se stabiliser à 0,000.

Si des divergences apparaissent de plus de 1 μm , recommencer le programme en répondant « n » à la question.

- Mesure automatique des zones de mesure PI et GPI;

Il est possible de venir modifier facilement les paramètres suivant :

- Nombre de paire de dents à mesurer pour la zone GPI. Il est préférable que ce nombre soit identique au nombre de paire de dents à mesurer pour les zones GPS et Flancs afin de cartographier totalement les paires de dents définies;
- Les différentes distances de sécurité.

Pour cela, sous Cosmos®, éditer le programme « 1280 gear VF-P5/4-Mesure B » et les variables correspondantes à ces paramètres se trouvent au début du programme et au début des parties correspondantes à chaque zone de mesure.

8. Récupération des fichiers de points

Récupération des fichiers de points « .dmo » et conversion en fichier « .txt » pour le traitement et l'analyse des données avec Polyworks® et Excel®.

ANNEXE III

PROTOCOLE DE MESURES DES ROUES « ATE »

1 Types de roues

Il existe deux particularités de roues « ATE » pour lesquelles il a fallu adapter les programmes de mesure : les roues avec ou sans rainure et les roues dites « droite » ou « gauche ». Pour la première particularité, deux programmes différents sont disponibles. Ces deux programmes sont :

- ATE Gear AR-VF P5: roue comportant la rainure ;
- ATE Gear SR-VF P5 : roue ne comportant pas la rainure, mais une dent double (#0).

Dans le protocole qui suit, la dénomination suivante sera utilisée et fera référence à l'un ou l'autre des programmes ci-dessus fonction de la roue mesurée : ATE Gear xR-VF P5. Pour la seconde particularité, au début du programme il est demandé de dire si la pièce est « droite » ou « gauche ». La Figure A III-1 ci-dessous illustre ces dénominations.

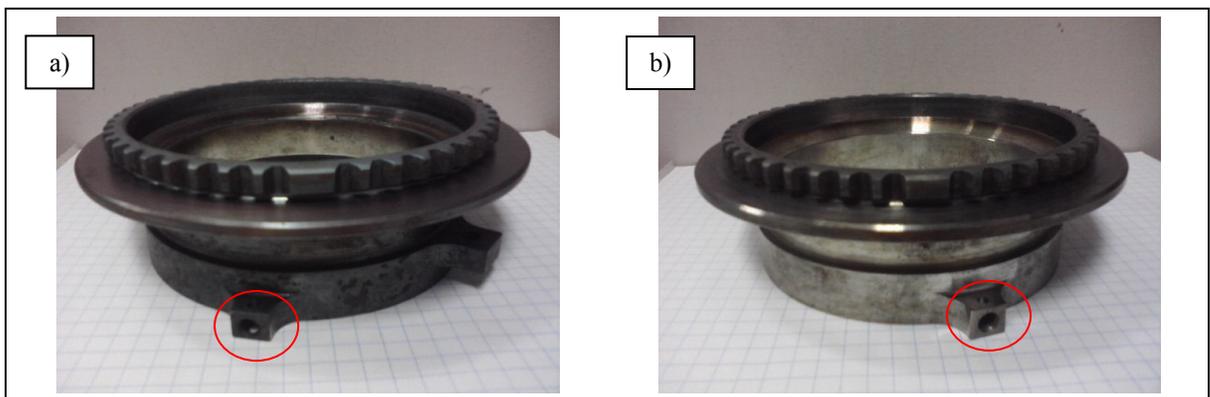


Figure A III-1

Roue ATE « droite » (a) et « gauche » (b)

Les dénominations définissent la position du perçage radial sur le bas de la pièce par rapport à la dent #0, en vue de dessus.

2 Nettoyage/dégraissage de la pièce

- Nettoyage savon + eau,
- Séchage à l'air comprimé,
- Nettoyage au méthanol,
- Séchage à l'air comprimé.

Une fois la pièce nettoyée, la manipuler soit avec des gants soit par la denture intérieure pour ne pas souiller les zones à mesurer.

3 Étalonnage du palpeur

- Positionner la sphère de référence en ivoire sur le point d'ancrage central du marbre de la MMT;
- Lancer le programme « ATE calibration/ATE calibration P5 ».

4 Mise en place de la pièce sur le marbre

- Placer l'engrenage sur un Vé aimanté, de façon à aligner la rainure (ou la grosse dent) et le creux de dent diamétralement opposé avec la ligne centrale du Vé;
- Placer le Vé sur l'angle inférieur gauche de la table aimantée;
- Activer l'aimantation du Vé puis de la table à l'aide des deux manivelles;
- Placer le coin inférieur gauche de la table aimantée au centre du point d'ancrage central du marbre de la MMT;
- Aligner le bord inférieur de la table aimantée avec l'axe X de la machine.

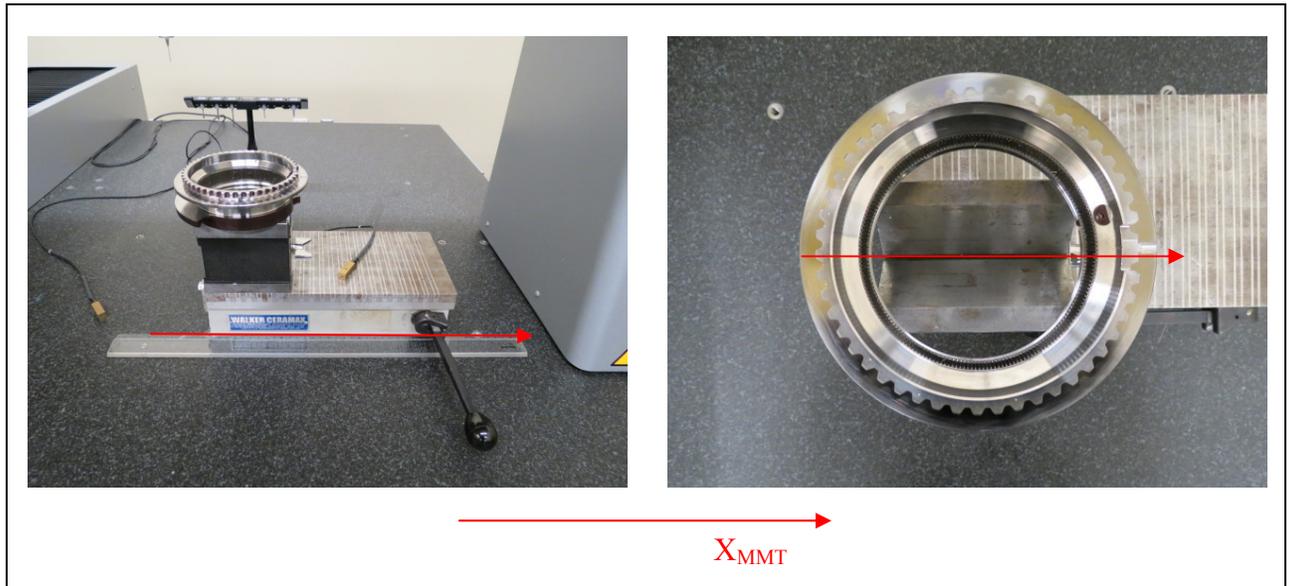


Figure A III-2 Mise et maintien en position roue « ATE »

5 Mesures préliminaires

- Lancer le programme « ATE Gear xR-VF P5/1-Préliminaires »;
- Indiquer si c'est une roue dite « droite » (d) ou « gauche » (g);
- Suivre les instructions pour la prise manuelle du référentiel;
- À la suite de la prise de référentiel manuelle, le programme demande la valeur de l'angle entre la rainure (ou la grosse dent le cas échéant) et la référence -C-. Récupérer cette valeur, la convertir en degré à l'aide du fichier « Engrenage_ATE.xls » et la réinjecter dans le programme;

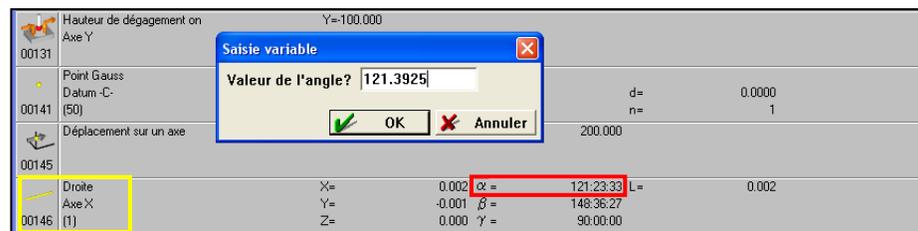


Figure A III-3 Récupération angle référence -C- - roue « ATE »

- Recalage automatique du référentiel, vérifier que la reprise de chaque référence se stabilise comme suit :

Référence A : Coordonnée Z doit se stabiliser à 0.000,

Référence B : Coordonnées X et Y doivent se stabiliser à 0.000,

Référence C : L'angle de l'axe X doit se stabiliser à 0:00:00.

Si pour l'une des références des divergences apparaissent de plus de 1 µm ou de plus de 0:00:04 pour l'angle, répondre non (n) à la question « Le référentiel est-il stable? », le programme relance alors une reprise du référentiel.

00167	Déplacement sur un axe	Z=	10.000				
00165	Plan Datum -A- (2)	X=	0.000	$\alpha =$	89:59:58	L=	0.000
		Y=	0.000	$\beta =$	90:00:02		
		Z=	0.000	$\gamma =$	0:00:03		
00169	Aligner plan de réf. Datum -A- (2)	Plan XY, Origine sur élément					
00231	Point Gauss Point projeté (116)	X=	37.101			d=	0.0000
		Y=	-37.103			n=	1
		Z=	0.000				
00232	Cercle Gauss Datum -B- (1)	X=	0.001	$\alpha =$	90:00:00	$\varnothing =$	104.928
		Y=	-0.001	$\beta =$	90:00:00	d=	0.0077
		Z=	0.000	$\gamma =$	0:00:00	n=	8
00233	Point Gauss Origine (10)	X=	0.001			d=	0.0000
		Y=	-0.001			n=	1
		Z=	0.000				
00254	Hauteur de dégagement on Axe Y	<div style="border: 1px solid blue; padding: 5px;"> <p>Saisie variable</p> <p>Les datum sont-ils stable? [o/n]</p> <p style="text-align: right;"> <input type="button" value="OK"/> <input type="button" value="Annuler"/> </p> </div>					
00255	Aller vers hauteur dégageme						
00256	Point Gauss Datum -C- (50)	X=	71.994			d=	0.0000
		Y=	-0.001			n=	1
		Z=	-1.001				
00259	Droite Axe X (1)	X=	0.000	$\alpha =$	0:00:02	L=	0.000
		Y=	0.000	$\beta =$	90:00:02		
		Z=	0.000	$\gamma =$	90:00:00		

Figure A III-4 Contrôle de la stabilisation des coordonnées des trois références roue « ATE »

- Mesure automatique de la hauteur Z entre le plateau et la collerette;
- Récupérer la valeur de cette distance :

00283									
00279	Plan Gauss Plateau (2)	X=	0.0014	$\alpha =$	89:59:47	L=	22.4568		
		Y=	-0.0045	$\beta =$	90:00:42	d=	0.01454		
		Z=	22.4568	$\gamma =$	0:00:44	n=	20		

Figure A III-5 Récupération de la coordonnée Z_Plateau - roue « ATE »

- Reporter cette mesure dans le fichier « Engrenages_ATE.xls »;
- Mesures automatiques de l'angle entre la référence -C- et la rainure ou la grosse dent: Le programme va mesurer cet angle à 10 reprises. Après chaque reprise, relever la valeur de l'angle en base 60, le reporter dans le fichier « Engrenages_ATE.xls », puis renvoyer la valeur convertie en degré de l'angle dans le logiciel COSMOS;

00319	(4)								
	Point Symétrie								(3) Point
00320	(5)	Centre grosse dent							(4) Point
	Droite					0:02:12	L=	0.0000	
	Droite grosse dent					89:57:48			
00321	(2)		Z=	0.0000	$\gamma =$	90:00:00			
	Angle								(1) Droite
	Angle dent								(2) Droite
00322	(1)								

Figure A III-6 Récupération de l'angle du référentiel -C- roue « ATE »

- La valeur retenue de l'angle sera une moyenne des quatre dernières valeurs mesurées.

6 Mesure complète

- Lancer le programme « ATE Gear xR-VF P5/2-Prise ref »;
- Entrer la date, # pièce, # mesure, le type de roue (d/g) et les données demandées répertoriées dans le fichier « Engrenages_ATE.xls » : la coordonnée Z du plateau et l'angle d'indexation;
- Suivre les instructions pour la prise manuelle du référentiel;

- Recalage automatique du référentiel, vérifier que la reprise de chaque référence se stabilise comme suit :

Référence A : Coordonnée Z doit se stabiliser à 0.000,

Référence B : Coordonnées X et Y doivent se stabiliser à 0.000,

Référence C : Coordonnées Y doit se stabiliser à 0.000.

Si des divergences apparaissent de plus de 1 μm , recommencer le programme en répondant « n » à la question.

- Lancer le programme « ATE Gear xR-VF P5/3-Mesure complete »;
- Entrer la date, # pièce, # mesure, le type de roue (d/g) et les données demandées répertoriées dans le fichier « Engrenages_ATE.xls » : la coordonnée Z du plateau et l'angle d'indexation;
- Mesure automatique des différentes zones de mesure.

Il est possible de venir modifier facilement les paramètres suivant :

- o Nombre de groupe de dents à mesurer pour les mesures GPS, DE_Dent, DC_Dent et Flancs - *Attention, ces nombres doivent être 2, 4, 6 ou « toutes »*;
- o Les différentes distances de sécurité.

Pour cela, sous Cosmos®, éditer le programme « ATE gear xR-VF-P5/3-Mesure complete » et les variables correspondantes à ces paramètres se trouvent au début du programme et au début des parties correspondantes à chaque zone de mesure.

7 Récupération des fichiers de points

Récupération des fichiers de points « .dmo » et conversion en fichier « .txt » pour le traitement et l'analyse des données avec Polyworks® et Excel®.

ANNEXE IV

RECETTES DE TRAITEMENT INDUCTION POUR LES ROUES « 1280 »

Tableau A IV-1 Recette d'induction A pour roue « 1280 »

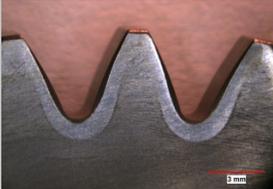
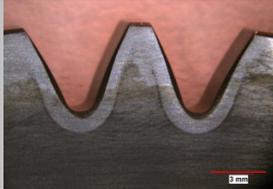
RECETTE D'INDUCTION A						
Phase de traitement	Paramètres du générateur				Résultats	
	Puissance (%)	Puissance (kW)	Fréquence (kHz)	Temps de chauffe (s)	Profondeur durcie en creux de dents (mm)	
Préchauffe	1,5	15,75	10	4,5	Dessus	1,13
Diffusion				0,2	Mid à 30	0,52
Chauffe (MF) + Chauffe (HF)	10	110	10	0,3	Mid	0,49
	12	54	190		Dessous	1,12
PROFILS						
Dessus		Dessous		Mi-Épaisseur		
						

Tableau A IV-2 Recette d'induction B pour roue « 1280 »

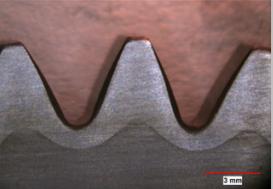
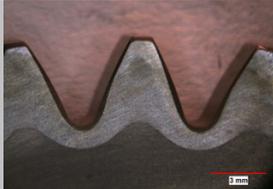
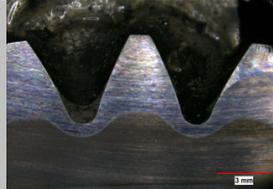
RECETTE D'INDUCTION B						
Phase de traitement	Paramètres du générateur				Résultats	
	Puissance (%)	Puissance (kW)	Fréquence (kHz)	Temps de chauffe (s)	Profondeur durcie en creux de dents (mm)	
Préchauffe	1,5	15,75	10	4,5	Dessus	1,31
Diffusion				0,2	Mid à 30	0,90
Chauffe (HF)	22	99	190	0,5	Mid	0,74
					Dessous	1,27
PROFILS						
Dessus		Dessous		Mi-Épaisseur		
						

Tableau A IV-3 Recette d'induction C pour roue « 1280 »

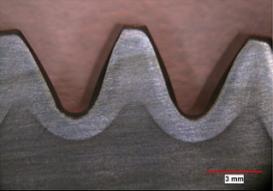
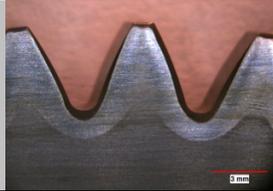
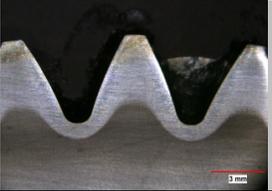
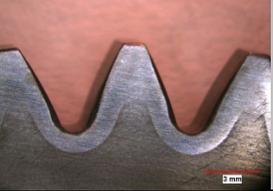
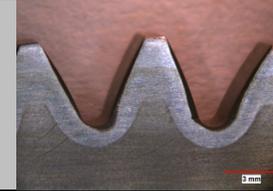
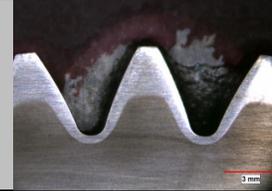
RECETTE D'INDUCTION C						
Phase de traitement	Paramètres du générateur				Résultats	
	Puissance (%)	Puissance (kW)	Phase de traitement	Puissance (%)	Puissance (kW)	
Préchauffe	1,2	12,75	10	7x2,5s/10s diffusion entre chaque	Dessus	1,50
Diffusion				0	Mid à 30	1,03
Chauffe (MF) + Chauffe (HF)	8	82	10	0,3	Mid	0,88
	14	63	187		Dessous	1,52
PROFILS						
Dessus		Dessous		Mi-Épaisseur		
						

Tableau A IV-4 Recette d'induction D pour roue « 1280 »

RECETTE D'INDUCTION D						
Phase de traitement	Paramètres du générateur				Résultats	
	Puissance (%)	Puissance (kW)	Phase de traitement	Puissance (%)	Puissance (kW)	
Préchauffe	1,5	15,75	10	1,2	Dessus	1,11
Diffusion				0,2	Mid à 30	0,49
Chauffe (HF)	50	224	192	0,2	Mid	0,48
					Dessous	1,14
PROFILS						
Dessus		Dessous		Creux de dents		
						

LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- AGMA Standard. 2002. *Accuracy classification system – Tangential measurements for cylindrical gears*. American National Standard, AINSI/AGMA 2015-1-A01. Alexandria, Virginia: American gears manufacturer association, 37 p.
- Austin, Samuel. 2011. « Étude expérimentale de la résistance à la flexion en pied de dent d'engrenages cylindriques à denture droite traités thermiquement par induction ». Mémoire de maîtrise. Université du Québec à Rimouski, 245 p.
- ASME Y14.5. 2009. *Geometry dimensioning and tolerancing*. 222 p.
- Baléo J.N., B. Bourges, PH. Courcoux, C. Faur-Brasquet et P. Le Cloirec. 2003. *Méthodologie expérimentale*. Paris: Tec et Doc, 367 p.
- Barka Nouredine. 2004. Revue de littérature sur l'induction des engrenages. Montréal, École de technologie supérieure, 14 p.
- Blut, Gregory. 2010. « Effet de la géométrie sur les paramètres du générateur et le profil de dureté lors d'une chauffe par induction : expérience et simulation ». Mémoire de maîtrise. Montréal, Ecole de Technologie Supérieure, 136 p.
- Beaudouin Cyrille. 2006. « Contribution a la qualification d'un processus de fabrication par une approche dimensionnelle : application au pignon conique forgé dit « Net Shape » ». Thèse de doctorat en génie mécanique. ENSAM, CER de Metz, France. 162 p.
- Benkahoul Khadidja. 2007. « Analyse de l'évolution des techniques de contrôle des roues dentées et impact sur les transmissions mécaniques par engrenages ». Mémoire de maîtrise en Génie Mécanique. Constantine, Université Mentouri, 135 p.
- Bon Michel, Yann Paire et Frédéric Moll. 2009. Transmission mécanique par engrenage. Cours de conception mécanique. Cluny, France : ENSAM, 34 p.
- Bourdet Pierre. 1999. Logiciels des machines à mesurer tridimensionnelles. *Techniques de l'ingénieur*, R 1 316. 22 p.
- Callebaut Jean, Laborelec. 2006. Chauffage par induction. Leonardo Energy, Guide Power Quality, Section 7 : Efficacité énergétique. Edition Août 2007. 12 p.
- Callister, William D. Jr, et David G. Rethwisch. 2008. *Fundamentals of materials science and engineering*. 879 p.

- Cho J. R., W. J. Kang, M. G. Kim, J. H. Lee, Y. S. Lee et W. B. Bae. 2004. Distorsions induced by heat treatment of automotive bevel gears. *Journal of Materials Processing Technology*, p. 476- 481.
- Colbourne J.R. 1987. *The geometry of involute gear*. Springer-Verlag New York Inc. 532 p.
- Comité commun pour les guides en métrologie (JCGM/WG2). 2008. *Vocabulaire International de Métrologie – Concepts fondamentaux et généraux et termes associés (VIM)*. JCGM 200:2008. 104 p.
- Cuisinier G. et M.-F. Guissard. « Engrenages et développantes de cercle ». En ligne. 15 p. www.crem.be/DL/Docs/engrenages.pdf. Consulté le 30 juillet 2012.
- Denis, Sabine. 2007. « Préviation des contraintes résiduelles induites par traitement thermiques et thermochimiques ». *La revue de métallurgie-CIT*, Février 1997, p. 157-176.
- Duband Isabelle. 2009. *Transformations et comportement des matériaux*. Cours de Matériaux. Cluny, France : ENSAM, 42 p.
- ENS Cachan. 2003. « Fiche ressource sur les corrections de denture ». Préparation à l'agrégation de mécanique 2003-2005. En ligne. 5 p. < http://agregb1.dgm.ens-cachan.fr/Documents/TheorieTP/files/Correction_de_denture.pdf>. Consulté le 30 juillet 2012.
- Fanchon, Jean-Louis. 2001 (1ere édition). *Guide des sciences et technologies industrielles*. Edition 2008. Paris : Nathan/AFNOR, 592 p.
- Faure, Antoine. 2010. « Analyse des distorsions suite à un traitement par induction ». Mémoire de maîtrise. Montréal, Ecole de Technologie Supérieure, 131 p.
- Fujio Hiroshige, Toshio Aida, Yuji Masumoto et Takanori Tsuruki. 1979. Distorsions and residual stresses of gears caused by hardening. *Bulletin of JSME*, Vol. 22, No. 169, July 1979, p. 1001.
- G. Goch. 2003. « Gear metrology ». *CIRP Annals – Manufacturing technology*, Vol. 52, Issue 2, p. 659-695.
- Haimbaugh, Richard E. 2001. *Practical induction heat treating*, 2^e édition. Materials Park, OH: ASM International, 332 p.
- Henriot Georges. 2007. « Tolérances des dentures. Contrôle ». In *Engrenages : Conception – Fabrication – Mise en œuvre*. 8^e édition, p. 656-700. Paris: DUNOD.

- Inoue T., H. Hinoue, F. Ikuta et T. Horino. 1999. « Simulation of dual frequency induction hardening process of a gear wheel ». Kyoto University, Japan.
- INRS MétroPol. 2005. Le calcul d'incertitude dans les méthodes de mesurage de l'exposition professionnelle. Fiche G/V01. 15 sept. 2005. 35 p.
- Jie, Yie. 2011. « Residual Stress and Distortion Measurements on Induction Hardened AISI 4340 Discs ». Mémoire de maîtrise. Montréal, Université Concordia, 166 p.
- Jones Kelly T., P.E., Michael R. Newsome et Matthew D. Carter, P.E. 2010. Gaz carburizing vs. contour induction hardening in bevel gears. *Gear solutions magazine*, Janvier 2010, p. 38-54.
- Li, Shuting. 2007. Finite element analyses for contact strength and bending strength of a pair of spur gears with machining errors, assembly errors and tooth modifications. *Mechanism and machine theory* 42, p. 88-114.
- Li Zhichao et B. Lynn Ferguson. 2012. « Controlling gear distortion and residual stresses during induction hardening ». *GearTechnology*, Mars/Avril 2012, p. 50-57.
- Palu Gérard et Michel Benoist. 2001. Diagramme Fer-Carbone simplifié. En ligne. <<http://www.ac-creteil.fr/lycees/94/ebranlycreteil/cours/techno/html/v/fercarbone.htm>>. Consulté le 18 septembre 2012.
- Misaka Yoshitaka, Yutuka Kiyosawa, Kazuhiro Kawasaki et Takao Yamazaki. 1997. Gear contour hardening by Micropulse® induction heating system. Society of automotive engineers, Inc, SP-1241. p. 121-130.
- Nafi Abdelhak. 2011. « Vérification et diagnostic des machines à mesurer tridimensionnelles avec découplage machine et palpeur ». Thèse de doctorat en Génie Mécanique. Montréal, École Polytechnique de Montréal, 158 p.
- Pasquier Michel. 2002. Contrôle des engrenages parallèles. *Techniques de l'ingénieur*, BM 5 627.
- Puichaud Simon, 2008. « Comparaison des pertes de dureté en vieillissement d'un acier trempé par induction et d'un acier cémenté ». Bibliographie. Montréal, École de Technologie Supérieure, 26 p.
- Rudnev Valery, Don Loveless, Raymond Cook et Micah Black. 2003a. *Handbook of Induction Heating*. Madison Heights, Michigan, USA : Inductoheat, Inc.. 777 p.

- Rudnev Valery, Don Loveless, Raymond Cook et Micah Black. 2003b. Inductoheat Inc., USA. « Induction hardening of gears : a review ». Heat treatment of metals, 2003.4, p. 97-103.
- Sellami, Salim. 2010. « Analyse des facteurs influents sur la précision cinématique des transmissions par engrenage ». Mémoire de maîtrise. Constantine, université Mentouri, 110 p.
- Tahan S.-Antoine. 2009. *Les erreurs de mesure*. Cours d'analyse des variations en production aéronautique. Montréal, École de Technologie Supérieure. 44 p.
- Totten George E. et Maurice A. H. Howes. 1997. Steel heat treatment handbook: Distortion of heat-treated components, p. 251-292. New York: M. Dekker, 1192 p.
- Totten G., M. Howes et T. Inoue. 2002. Handbook of RS and deformation of steel. Materials Park, OH: ASM International. 499 p.
- Vanoverberghe, Laurent. 2008. « Anticipation des déformations lors du traitement thermique de pignons de boîte de vitesse ». Thèse de doctorat. Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 133 p.
- InnovMetrics Logiciels Inc. 2010. Étude sur le hardware de métrologie 3D.