

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE  
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

THÈSE PRÉSENTÉE À  
L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

COMME EXIGENCE PARTIELLE  
À L'OBTENTION DU  
DOCTORAT EN GÉNIE  
Ph. D.

PAR  
Vincent SAVARIA

CONTRAINTES RÉSIDUELLES ET LEURS IMPACTS SUR L'AMORÇAGE DE  
FISSURES EN FATIGUE DE FLEXION DANS DES ENGRENAGES  
AÉRONAUTIQUES DURCIS SUPERFICIELLEMENT PAR INDUCTION

MONTREAL, LE 28 JANVIER 2014



Vincent Savaria, 2014



Cette licence [Creative Commons](#) signifie qu'il est permis de diffuser, d'imprimer ou de sauvegarder sur un autre support une partie ou la totalité de cette œuvre à condition de mentionner l'auteur, que ces utilisations soient faites à des fins non commerciales et que le contenu de l'œuvre n'ait pas été modifié.

This [Creative Commons](#) licence allows readers to download this work and share it with others as long as the author is credited. The content of this work can't be modified in any way or used commercially.

*Ils ne savaient pas que c'était impossible, alors ils l'ont fait*

Mark Twain





## **PRÉSENTATION DU JURY**

CETTE THÈSE A ÉTÉ ÉVALUÉE

PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

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

M. Florent Bridier Ph.D., codirecteur de thèse  
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Kamal Al-Haddad Ph.D., président du jury  
Département de génie électrique à l'École de technologie supérieure

M. Raynald Guilbault Ph.D., membre du jury  
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Henri Champliand Ph.D., membre du jury  
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Nicolas Saintier Ph.D., examinateur externe  
Institut de Mécanique et d'Ingénierie (I2M), Arts et Métiers ParisTech, Centre de Bordeaux-Talence

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

LE 5 DÉCEMBRE 2013

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE



## REMERCIEMENTS

J'aimerais d'abord remercier le professeur Philippe Bocher pour m'avoir proposé un sujet de recherche aussi intéressant et avoir accepté de diriger la thèse qui en a découlé. Ses judicieux conseils à tous les niveaux, autant technique que personnel, m'ont permis de passer au travers les moments plus difficiles. Je dois également remercier Florent Bridier pour avoir assuré la codirection de ma thèse. Son suivi serré, ses commentaires toujours pertinents ainsi que son grand souci des détails ont largement contribué à rehausser la qualité de ma thèse.

La mise en place de ce projet n'aurait pas été possible sans l'appui technique de plusieurs personnes qu'il est difficile d'énumérer exhaustivement. J'aimerais d'abord remercier certains employés du département de génie mécanique de l'ÉTS : Radu Romanica, Jean-Guy Gagnon, Alexandre Vigneault et Serge Plamondon. J'aimerais aussi remercier Jacques Lanteigne, Carlo Baillargeon, Marin Lagacé et Stéphane Godin de l'Institut de Recherche d'Hydro-Québec pour m'avoir gracieusement laissé utiliser certains équipements et pour leur précieuse collaboration. Je dois beaucoup aussi aux employés de la salle d'usinage chez Pratt et Whitney Canada pour leur soutien technique et leur expérience pratique. Je dois remercier tous mes collaborateurs de l'UQAR pour m'avoir permis de conduire des essais dans leurs laboratoires.

Je ne saurais passer sous silence également l'aide de mes nombreux collègues étudiants et chercheurs : Benjamin, Mélissa, Johan, Grégory, Christophe, Samuel, Gabriel, Meysam, Mami, Antoine, Majid, Nicolas, Johann, Jean-Charles, Alexandre, Hossein, Kiana, Robin, Adrien, etc. Votre bonne humeur, votre aide pour certaines manipulations et vos conseils auront rendu mon passage aux cycles supérieurs plus agréable.

Je resterai très reconnaissant envers Patrick Villechaise et Yves Nadot de l'institut P' de Poitiers pour respectivement avoir accepté de superviser mes travaux lors de mon stage en France et pour la collaboration technique dans la portion sur la fatigue multiaxiale de ma

## VIII

thèse. Je veux également souligner ma gratitude envers les membres du jury qui ont accepté de donner de leur précieux temps pour réviser mon travail.

Mes plus sincères remerciements vont également au Conseil de recherches en sciences naturelles et en génie du Canada (CRSNG), au Fonds de recherche du Québec – nature et technologies (FQRNT), à l'École de technologie supérieure (ÉTS), à Pratt et Whitney Canada (PWC) et à la Fondation J. Armand Bombardier pour leur soutien financier considérable qui m'a permis de me concentrer sur mes travaux de recherche pendant toutes ces années.

En terminant, rien de tout cela n'aurait été possible sans l'appui inconditionnel de ma famille, ma conjointe ainsi que mes amis. Je dois particulièrement beaucoup à mes parents, Robert et Diane, qui m'ont fourni tout ce dont j'avais besoin pour bien grandir et ont fait d'énormes sacrifices pour m'offrir la meilleure éducation possible. Ils m'ont toujours exprimé leur appui dans toutes mes réalisations tout comme ma chère sœur Mélodie. Je ne saurais trop remercier ma compagne de vie, Maripier, pour son soutien moral, sa patience et sa compréhension pendant toutes ces années. Je suis également très reconnaissant envers mes amis qui m'ont aidé à me changer les idées quand j'avais la tête pleine de problèmes : Eric, Caroline, Vincent, Sophie, Jean-Sébastien, Julien, Patrice, Jonathan, Benoit, Amélie, Hugo et tous les autres que j'ai oubliés.

# **CONTRAINTES RÉSIDUELLES ET LEURS IMPACTS SUR L'AMORÇAGE DE FISSURES EN FATIGUE DE FLEXION DANS DES ENGRENAGES AÉRONAUTIQUES DURCIS SUPERFICIELLEMENT PAR INDUCTION**

Vincent SAVARIA

## **RÉSUMÉ**

L'optimisation des engrenages utilisés dans les turboréacteurs aéronautiques passe par le développement de technologies de durcissement superficiel afin d'en augmenter fortement la durabilité en service. Le chauffage par induction suivi d'une trempe est un traitement de plus en plus utilisé dans ce domaine pour améliorer la tenue en fatigue de composantes critiques comme les engrenages. Dans ce contexte, cette thèse étudie l'impact des paramètres du procédé d'induction sur les contraintes résiduelles ainsi que l'effet de ces dernières sur la tenue en fatigue de flexion simple de roues dentées traitées avec ce procédé. Deux techniques de mesure des contraintes résiduelles existantes, la diffraction de rayons X et la méthode des contours, ont été adaptées à la mesure dans des pièces induites. La mesure de contraintes résiduelles par diffraction de rayons X a été significativement améliorée dans cette thèse par la considération de l'évolution de la constante élastique radiographique à différents points de la couche durcie et le développement d'une méthode de correction par éléments finis pour l'enlèvement de matière permettant des mesures en profondeur plus précises et ce pour toutes sortes de géométries. La méthode des contours s'est avérée un outil puissant pour la cartographie complète des contraintes résiduelles à cœur des pièces mais s'est montrée imprécise pour la mesure près de la surface en présence de profondeurs durcies plus faibles. L'utilisation de ces techniques dans le présent travail a permis de quantifier les effets de plusieurs paramètres (dureté initiale, préchauffe, chauffe finale, revenu) dans des disques et des roues aéronautiques à denture droite. Les résultats obtenus montrent notamment que deux traitements par induction peuvent parfois induire des contraintes résiduelles différentes (amplitude, sévérité de la transition vers la tension, etc.) pour une même profondeur durcie. La fatigue de flexion de ces roues dentées a ensuite été étudiée de façon expérimentale à l'aide d'un banc d'essai de flexion dent-par-dent et de façon numérique par la proposition d'un modèle pour le calcul de la limite d'endurance en flexion. La calibration du modèle s'est basée sur des campagnes de fatigue réalisées sur éprouvettes en traction et en torsion alternées. Les résultats des essais de flexion sur les roues dentées ont permis de démontrer la cohérence du modèle de fatigue proposé. Le critère de Crossland sans effet du gradient a donné des résultats plus proches des résultats expérimentaux dans ce cas précis. Ce modèle de prédiction de fatigue multiaxiale 3D propose une contribution significative par la considération simultanée de l'effet de gradient, des contraintes résiduelles, de la rugosité de surface et des variations de propriétés causées par le durcissement superficiel. Les traitements par induction étudiés ont amélioré la résistance en fatigue de flexion des roues dentées de 45 à 71 % selon le cas.

**Mots-clés :** Induction, contraintes résiduelles, diffraction de rayons X, méthode des contours, fatigue multiaxiale, engrenage



# **CONTRAINTES RÉSIDUELLES ET LEURS IMPACTS SUR L'AMORÇAGE DE FISSURES EN FATIGUE DE FLEXION DANS DES ENGRENAGES AÉRONAUTIQUES DURCIS SUPERFICIELLEMENT PAR INDUCTION**

Vincent SAVARIA

## **ABSTRACT**

The optimization of gearing for aeronautical engines depends on the development of surface hardening processes to significantly improve in-service durability. Induction heating followed by quenching is a treatment increasingly used in this field to improve the fatigue resistance of critical components such as gears. In this context, this thesis studies the impact of the induction process parameters on residual stresses and the effects of those stresses on the bending fatigue of induction hardened gears. Two existing residual stress measurement techniques, X-ray diffraction and the contour method, were adapted for induction hardened components. The residual stress measurement by X-ray diffraction technique has been significantly improved in this thesis by the consideration of the variation of the X-ray elastic constant at different locations in the hardened layer and the development of a finite element based layer removal correction method that enabled more accurate in-depth residual stress measurements in all sort of geometries. The contour method is clearly a powerful tool for residual stress mapping at the core of parts but proved to be inaccurate for near-surface measurements in the case of thin hardened layers. These methods were used to show the effects of several parameters (initial hardness, preheating, final heating, tempering) with discs and aeronautical spur gears. The results indicate that two induction treatments can sometimes produce two different residual stress distributions (amplitude, severity of gradient in the transition zone, etc.) for a similar hardened depth. The bending fatigue of those gears was studied experimentally with a single tooth bending test rig and numerically with the proposition of a fatigue model for the calculation of the bending endurance limit. The calibration of the model was based on fatigue tests results on traction and torsion specimens. Bending fatigue testing results on gears confirmed the overall accuracy of the proposed model predictions. The Crossland criterion without the gradient effect gave better predictions when compared with the experimental results for that particular case. This 3D multiaxial fatigue prediction model represents a significant improvement over previous approaches by the simultaneous consideration of the so-called gradient effect, residual stresses, surface roughness and the variation of properties caused by the surface hardening. The induction treatments used in this study improved the bending fatigue resistance of spur gears by 45 to 71 % depending on the case.

**Keywords :** Induction, residual stresses, X-ray diffraction, contour method, multiaxial fatigue, gear





## TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION .....	1
CHAPITRE 1 REVUE DE LA LITTÉRATURE .....	5
1.1 Notions fondamentales sur les contraintes résiduelles.....	5
1.2 Contraintes résiduelles après durcissement superficiel par induction .....	7
1.2.1 Principe général du durcissement par induction .....	7
1.2.2 Origines des contraintes résiduelles en induction .....	9
1.2.3 Impact des paramètres d'induction sur les contraintes résiduelles .....	11
1.3 Méthodes de mesure des contraintes résiduelles .....	16
1.3.1 Méthodes destructives.....	16
1.3.2 Méthodes semi-destructives.....	21
1.3.3 Méthodes non-destructives .....	23
1.3.4 Synthèse sur les méthodes de mesure des contraintes résiduelles .....	27
1.4 Endommagement des métaux par fatigue .....	28
1.4.1 Domaines de sollicitation.....	29
1.4.2 Mécanismes d'amorçage de fissures de fatigue.....	32
1.5 Effet des contraintes résiduelles sur l'amorçage de fissures de fatigue.....	36
1.6 Fatigue de flexion des engrenages .....	38
1.6.1 Généralités .....	38
1.6.2 Approches de modélisation existantes en amorçage.....	39
1.7 Synthèse générale de la revue de littérature.....	45
CHAPITRE 2 CONTEXTE DE L'ÉTUDE .....	47
2.1 Mise en contexte de la problématique .....	47
2.2 Problématique .....	51
2.3 Objectifs de recherche.....	51
2.4 Structure de la recherche.....	52
CHAPITRE 3 MISE EN PLACE DES MÉTHODES DE MESURE DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES DANS DES PIÈCES TRAITÉES PAR INDUCTION.....	55
3.1 Descriptions préliminaires .....	55
3.1.1 Géométries des échantillons et montage de chauffe par induction.....	55
3.1.2 Matériau et traitements thermiques initiaux .....	58
3.1.3 Étude métallographique d'une couche durcie par induction.....	60
3.2 Mesure des contraintes résiduelles par diffraction de rayons X .....	61
3.2.1 Mise en place de la diffraction de rayons X .....	62
3.2.1.1 Description du système Proto iXRD®.....	62
3.2.1.2 Géométrie du montage de diffraction .....	65
3.2.1.3 Paramètres de diffraction et de traitement des données.....	66
3.2.1.4 Contrôle des sources d'erreur générales .....	69

	3.2.1.5	Méthode pour enlèvement de matière.....	69
	3.2.1.6	Prise en compte du gradient de microstructure en couche induite .....	72
3.2.2		Méthode de correction pour enlèvement de matière des résultats de DRX .....	81
	3.2.2.1	Méthodes classiques suggérées dans la littérature .....	81
	3.2.2.2	Méthode de correction par matrice de relâchement des contraintes.....	83
	3.2.2.3	Approche améliorée de correction par éléments finis.....	87
	3.2.2.4	Validation de l'approche proposée .....	88
	3.2.2.5	Calcul des matrices de correction pour les deux géométries .....	92
	3.2.2.6	Vérifications complémentaires sur l'applicabilité de la méthode.....	98
3.3		Mesure des contraintes résiduelles par la méthode des contours.....	100
	3.3.1	Mise en place de la méthode des contours.....	100
	3.3.1.1	Coupe de relaxation .....	100
	3.3.1.2	Mesure des surfaces coupées .....	101
	3.3.1.3	Alignement des données brutes .....	103
	3.3.1.4	Traitements des données alignées.....	105
	3.3.1.5	Calcul des contraintes résiduelles .....	107
3.4		Mise en application des deux méthodes de mesure des contraintes résiduelles .....	109
	3.4.1	Traitements par induction pour validations préliminaires .....	110
	3.4.2	Mise en application de la diffraction de rayons X .....	111
	3.4.2.1	Contraintes résiduelles avant traitement par induction.....	111
	3.4.2.2	Contraintes résiduelles mesurées après le traitement A.....	113
	3.4.2.3	Contraintes résiduelles mesurées après le traitement B.....	117
	3.4.3	Mise en application de la méthode des contours .....	118
	3.4.3.1	Effet des conditions de coupe sur les contraintes mesurées ....	119
	3.4.3.2	Effet de l'appareil de mesure topographique des surfaces coupées.....	122
	3.4.3.3	Effet des étapes de traitement des données brutes .....	124
	3.4.3.4	Effet du type de maillage sur les contraintes calculées.....	127
3.5		Synthèse du chapitre .....	127
CHAPITRE 4		IMPACT DES PARAMÈTRES DU PROCÉDÉ D'INDUCTION SUR LES CONTRAINTES RÉSIDUELLES .....	131
4.1		Étude de l'effet des paramètres d'induction sur des disques .....	131
	4.1.1	Préparation de disques de 48 mm .....	132
	4.1.1.1	Description des traitements réalisés.....	132
	4.1.1.2	Profils de microdureté.....	133
	4.1.2	Mesure des contraintes résiduelles dans les disques de 48 mm.....	134
	4.1.2.1	Impact de la dureté initiale du matériau.....	135
	4.1.2.2	Impact de la préchauffe.....	137
	4.1.2.3	Impact du revenu final .....	138
	4.1.3	Préparation de disques de 106 mm .....	140

	4.1.3.1	Description des traitements réalisés.....	140
	4.1.3.2	Profils de microdureté.....	141
4.1.4		Mesure des contraintes résiduelles dans les disques de 106 mm.....	142
	4.1.4.1	Impact du type de préchauffe.....	143
	4.1.4.2	Impact du type de chauffe finale.....	144
	4.1.4.3	Impact des revenus intermédiaire et régulier.....	146
4.1.5		Synthèse des résultats des campagnes sur les disques.....	147
4.2		Étude des contraintes résiduelles dans des roues dentées induites.....	150
	4.2.1	Préparation de roues dentées durcies superficiellement par induction ...	150
	4.2.1.1	Géométrie et matériau.....	150
	4.2.1.2	Étapes de fabrication.....	151
	4.2.1.3	Traitement par induction.....	152
	4.2.1.4	Mesures de microdureté après induction.....	154
4.2.2		Application des méthodes de mesure des contraintes résiduelles.....	159
	4.2.2.1	Méthode des contours.....	159
	4.2.2.2	Procédures expérimentales pour la DRX.....	161
	4.2.2.3	Calcul des matrices de correction pour la DRX.....	165
4.2.3		Résultats des mesures de contraintes résiduelles.....	170
	4.2.3.1	Étude préliminaire sur la répétitivité des contraintes résiduelles.....	170
	4.2.3.2	Zone 1 – Zone critique en flexion à mi-épaisseur.....	172
	4.2.3.3	Zone 2 – Zone critique en flexion près des bords.....	175
	4.2.3.4	Zone 3 – Centre du creux de dent à mi-épaisseur.....	176
	4.2.3.5	Zone 4 – Zone critique en contact à mi-épaisseur.....	178
4.2.4		Synthèse des mesures sur les roues dentées.....	179
4.3		Synthèse du chapitre.....	181
CHAPITRE 5 FATIGUE DE FLEXION DES ENGRENAGES INDUITS.....			185
5.1		Explication de l'approche générale.....	185
5.2		Étude expérimentale de la fatigue de flexion de roues traitées par induction.....	186
	5.2.1	Banc de flexion dent-par-dent.....	186
	5.2.1.1	Description du banc.....	186
	5.2.1.2	Conditions expérimentales pour les essais de fatigue.....	188
5.2.2		Validation des charges appliquées par le banc.....	189
	5.2.2.1	Jauges de déformation.....	190
	5.2.2.2	Corrélation d'images numériques.....	191
	5.2.2.3	Résultats de mise en charge statique.....	194
5.2.3		Stabilité cyclique des contraintes résiduelles en pied de dent.....	198
	5.2.3.1	Méthodologie.....	198
	5.2.3.2	Résultats et implications pour la modélisation de la fatigue....	199
5.3		Étude numérique de la fatigue de flexion.....	201
	5.3.1	Description générale du modèle.....	201
	5.3.2	Hypothèses générales.....	202
	5.3.3	Choix des critères de fatigue multiaxiale.....	205
	5.3.4	Prise en compte du durcissement.....	209

5.3.4.1	Calibration des critères pour $\alpha$ et $\beta$ .....	211
5.3.4.2	Résultats des campagnes de fatigue sur des éprouvettes .....	216
5.3.4.3	Détermination des paramètres B et n .....	220
5.3.4.4	Assignation des propriétés aux différentes zones .....	221
5.3.5	Prise en compte des contraintes appliquées .....	222
5.3.5.1	Description du modèle d'éléments finis .....	222
5.3.5.2	Comparaison avec les jauges et la corrélation d'images .....	224
5.3.5.3	Remarques sur les contraintes appliquées en pied de dent .....	227
5.3.6	Prise en compte des contraintes résiduelles .....	229
5.3.7	Prise en compte des autres effets .....	231
5.3.7.1	Effet de taille .....	231
5.3.7.2	Effet du fini de surface .....	231
5.3.7.3	Effet de la température et de l'environnement .....	234
5.3.8	Procédure de prédiction de la limite d'endurance en flexion .....	234
5.4	Mise en application du modèle .....	235
5.4.1	Confrontation du modèle avec des résultats expérimentaux .....	235
5.4.2	Analyse des résultats .....	239
5.4.3	Discussion sur les sources d'erreurs et limites du modèle .....	241
5.4.4	Simulations complémentaires de l'impact des contraintes résiduelles sur la fatigue de flexion .....	244
5.5	Synthèse du chapitre .....	246
CONCLUSION .....		249
RECOMMANDATIONS .....		253
ANNEXE I	CONTRÔLE DES SOURCES D'ERREUR GÉNÉRALES POUR LA DRX .....	257
ANNEXE II	DÉVELOPPEMENT DE LA MÉTHODE D'ENLÈVEMENT DE MATIÈRE POUR LA DRX .....	263
ANNEXE III	PROGRAMME UTILISÉ POUR LE CALCUL D'UNE MATRICE DE CORRECTION D'UN CYLINDRE LONG .....	267
ANNEXE IV	SIMULATION DE LA REDISTRIBUTION DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES APRÈS COUPE DES DISQUES EN DEUX MOITIÉS ÉGALES .....	273
ANNEXE V	PROGRAMMES UTILISÉS POUR LA MÉTHODE DES CONTOURS .....	279
ANNEXE VI	ESTIMATION DE L'ERREUR DE MESURE DE LA MDC .....	299
ANNEXE VII	EFFET D'UN MAILLAGE RAFFINÉ SUR LES CONTRAINTES MESURÉES PAR MÉTHODE DES CONTOURS .....	301

ANNEXE VIII	RÉPÉTITIVITÉ DES MESURES DRX.....	305
ANNEXE IX	RÉSULTATS DES MESURES PAR MDC SUR LES DISQUES DE 106 MM .....	307
ANNEXE X	APPLICATION DE LA MDC À DES ROUES DENTÉES .....	313
ANNEXE XI	SIMULATION PAR ÉLÉMENTS FINIS D'UNE COUPE À 30 DEGRÉS .....	327
ANNEXE XII	PROCÉDURE D'ESSAI EN FATIGUE DE FLEXION.....	329
ANNEXE XIII	DÉTERMINATION DES PARAMÈTRES POUR LA CORRÉLATION D'IMAGES .....	333
ANNEXE XIV	VERSION SIMPLIFIÉE DU PROGRAMME UTILISÉ POUR APPLIQUER LE MODÈLE DE FATIGUE.....	337
ANNEXE XV	DESSINS DES ÉPROUVETTES POUR LA CALIBRATION DES CRITÈRES .....	371
ANNEXE XVI	PROCÉDURES DE PRÉPARATION DES ÉPROUVETTES POUR LES CRITÈRES .....	373
ANNEXE XVII	CAPTURE D'ÉCRAN SUITE À UNE ANALYSE AVEC LE MODÈLE .....	375
ANNEXE XVIII	DISTRIBUTIONS SPATIALES DU PARAMÈTRE DE RISQUE PRÉDITES PAR LE MODÈLE DE FATIGUE .....	377
	LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	383



## LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 3.1	Dimensions nominales des disques utilisés .....55
Tableau 3.2	Composition chimique de l'AMS6414 (SAE International, 2007) .....58
Tableau 3.3	Traitements thermiques initiaux avant induction.....59
Tableau 3.4	Paramètres de diffraction généraux utilisés pour les mesures de contraintes .....67
Tableau 3.5	Paramètres retenus pour l'électropolissage.....71
Tableau 3.6	Paramètres utilisés pour les traitements thermiques des éprouvettes .....76
Tableau 3.7	Résultats des expériences de détermination des constantes élastiques.....80
Tableau 3.8	Paramètres d'induction des recettes préliminaires pour les petits disques.....110
Tableau 3.9	Matrice d'essai des disques préliminaires.....111
Tableau 4.1	Matrice d'essai de la campagne sur les disques de 48 mm.....132
Tableau 4.2	Paramètres d'induction des recettes pour les disques de 48 mm .....132
Tableau 4.3	Matrice d'essai de la campagne sur les disques de 106 mm.....140
Tableau 4.4	Paramètres d'induction des recettes pour les disques de 106 mm .....141
Tableau 4.5	Spécifications géométriques nominales des roues dentées ESK30520 .....151
Tableau 4.6	Résumé des effets des paramètres d'induction sur les contraintes résiduelles mesurées par DRX dans des disques .....181
Tableau 5.1	Limites utilisées lors des essais de fatigue sur les roues dentées.....188
Tableau 5.2	Paramètres utilisés dans le logiciel de corrélation d'images .....194
Tableau 5.3	Paramètres des traitements thermiques sur les éprouvettes .....213
Tableau 5.4	Limites d'endurance à $10^6$ cycles pour l'AMS6414 .....220

Tableau 5.5	Paramètres utilisés pour les critères de fatigue multiaxiale .....	221
Tableau 5.6	Résumé des analyses pour déterminer l'effet du fini de surface .....	232
Tableau 5.7	Comparaison des charges sur la dent à la limite d'endurance prédites et estimées expérimentalement.....	237
Tableau 5.8	Position du site d'amorçage en Y prédite par le modèle selon le cas .....	238
Tableau 5.9	Erreur relative du modèle par rapport aux résultats expérimentaux .....	240
Tableau 5.10	Prédiction de l'effet des contraintes résiduelles sur la résistance en fatigue de flexion.....	245



## LISTE DES FIGURES

		Page
Figure 1.1	Illustration des trois ordres des contraintes résiduelles.....	6
Figure 1.2	Roue dentée traitée par induction et profil de dureté typique au creux de dent.....	8
Figure 1.3	Profil des contraintes résiduelles typique après durcissement par induction. ....	9
Figure 1.4	Liens entre les profils de microdureté et de contraintes résiduelles en induction.....	10
Figure 1.5	Profils des contraintes résiduelles tangentielles prédits par éléments finis. ....	13
Figure 1.6	Principe de superposition élastique utilisé dans la méthode des contours. ....	17
Figure 1.7	a) Méthodes du perçage de trou et b) Méthode de l'isolement de jauges.....	21
Figure 1.8	Schématisation du principe de la diffraction de rayons X. ....	23
Figure 1.9	Courbe S-N typiquement obtenue pour les aciers.....	29
Figure 1.10	Mécanisme d'amorçage de fissure classique en fatigue : a) intrusions et extrusions b) stades de fissuration et c) aspect des intrusions et extrusions à la surface d'une éprouvette de cuivre. ....	34
Figure 1.11	a) Faciès en « œil de poisson » typique de la fatigue gigacyclique, b) inclusion se trouvant au centre de « l'œil » .....	35
Figure 1.12	Modélisation par éléments finis d'une fissure de fatigue de flexion. ....	42
Figure 3.1	Schéma général en vue de coupe du montage de chauffe par induction ...	56
Figure 3.2	Machine à induction de l'ÉTS (gauche) et vue du montage d'un disque (droite) .....	57
Figure 3.3	Image de l'acier AMS6414 dans l'état trempé et revenu obtenue au MEB après attaque au Nital .....	58

Figure 3.4	a) Micrographie optique d'une couche durcie par induction, b) zones présentes dans la microstructure .....	60
Figure 3.5	Système Proto iXRD® (gauche) et montage pour mesure sur un disque (droite) .....	63
Figure 3.6	Schéma du montage de DRX et des principaux angles importants .....	65
Figure 3.7	Différence entre les pics de diffraction en zone durcie et à cœur .....	66
Figure 3.8	Montage utilisé pour l'enlèvement de matière par électropolissage.....	70
Figure 3.9	Montage utilisé pour la mesure de profondeur après polissage.....	71
Figure 3.10	Montage utilisé pour la détermination des constantes élastiques .....	74
Figure 3.11	Géométrie des éprouvettes utilisée pour déterminer les constantes élastiques .....	75
Figure 3.12	Détermination de la constante élastique pour MEP7 (488HV). .....	79
Figure 3.13	Schématisation de l'enlèvement de matière par électropolissage.....	84
Figure 3.14	Comparaison des méthodes de correction pour un tube long .....	91
Figure 3.15	Maillages retenus pour les calculs des matrices de correction des disques .....	93
Figure 3.16	Simulation du relâchement des contraintes résiduelles dans la direction tangentielle pour un disque de 48 mm.....	95
Figure 3.17	Correction d'un gradient introduit dans le modèle du disque de 48 mm en utilisant les matrices hybrides pour $\sigma_{\theta}$ (a) et $\sigma_z$ (b).....	97
Figure 3.18	Vérification de l'hypothèse élastique pour la rangée de nœud passant au centre d'une poche rectangulaire creusée sur le disque de diamètre 48 mm .....	99
Figure 3.19	Montage pour découpe d'un disque de 106 mm à l'électroérosion à fil sur la machine de PWC .....	101
Figure 3.20	Photos de la mesure par MMT (gauche) et par crayon optique confocal (droite).....	102
Figure 3.21	Alignement des points bruts sur un modèle théorique dans POLYWORKS®.....	104

Figure 3.22	Traitement des hauteurs mesurées sur une surface de coupe dans MATLAB® .....	106
Figure 3.23	Maillages retenus pour le calcul des contraintes résiduelles par la méthode des contours.....	108
Figure 3.24	Exemple de calcul par éléments finis des contraintes résiduelles tangentielles correspondantes aux déplacements normaux mesurés au plan de coupe.....	109
Figure 3.25	Contraintes résiduelles mesurées par DRX dans des disques sans induction.....	112
Figure 3.26	Résultats de DRX pour la recette préliminaire A dans la direction tangentielle.....	114
Figure 3.27	Résultats de DRX pour la recette préliminaire A dans la direction axiale.....	114
Figure 3.28	Résultats de DRX pour la recette préliminaire B.....	117
Figure 3.29	Influence de la coupe sur les contraintes obtenues par la méthode des contours pour le traitement A .....	119
Figure 3.30	Mécanisme de fermeture des lèvres de la coupe.....	121
Figure 3.31	Influence du choix de l'appareil de mesure sur les contraintes obtenues par la méthode des contours pour le traitement B .....	123
Figure 3.32	Mesures des hauteurs brutes pour le disque B1 en utilisant une distance d de 50 $\mu\text{m}$ (gauche) ou de 150 $\mu\text{m}$ (droite) .....	125
Figure 3.33	Effet de la quantité de lissage sur les contraintes calculées pour le disque B1 .....	126
Figure 4.1	Profils de microdureté pour les disques de 48 mm .....	133
Figure 4.2	Influence de la dureté initiale sur les disques de 48 mm .....	135
Figure 4.3	Influence d'une préchauffe sur les disques de 48 mm.....	137
Figure 4.4	Influence du revenu final (150 °C, 2 h) sur les disques 48 mm à 38 HRC.....	139
Figure 4.5	Profils de microdureté pour les disques de 106 mm .....	142
Figure 4.6	Influence de la préchauffe sur les disques de 106 mm .....	143

Figure 4.7	Influence du type de chauffe finale sur les disques de 106 mm .....	145
Figure 4.8	Influence des différents revenus pour les disques de 106 mm.....	146
Figure 4.9	Recettes d'induction utilisées pour les roues dentées .....	153
Figure 4.10	Position des axes et du plan à 30 ° .....	155
Figure 4.11	Cartographie de microdureté Vickers pour la recette A (roue 1-23) .....	155
Figure 4.12	Cartographie de microdureté Vickers pour la recette B (roue 1-29) .....	156
Figure 4.13	Cartographie de microdureté Vickers pour la recette C (roue 2-5) .....	156
Figure 4.14	Cartographie de microdureté Vickers pour la recette D (roue 2-13) .....	157
Figure 4.15	Profils de microdureté à mi-épaisseur le long du plan à 30° pour les 4 recettes .....	158
Figure 4.16	Gabarit de coupe pour les roues dentées .....	159
Figure 4.17	Identification des zones de mesure pour la DRX.....	161
Figure 4.18	Montage pour les mesures DRX au pied de dent.....	164
Figure 4.19	Maillages par éléments finis utilisés pour calculer les matrices <b>K'</b> des roues dentées dans les zones 1 et 2 (gauche) et en zone 3 (droite)....	166
Figure 4.20	Test de la matrice de correction pour la zone 1 pour : a) $\sigma_B$ et b) $\sigma_Z$ .....	168
Figure 4.21	Test des matrices de correction pour la zone 3 en calculant <b>K'</b> avec un profil à faible gradient et avec un gradient type induction ( $\sigma_Z$ ).....	169
Figure 4.22	Résultats de l'étude préliminaire sur la répétitivité des contraintes résiduelles axiales mesurées à la surface du creux des roues ESK30520 .....	171
Figure 4.23	Contraintes résiduelles $\sigma_B$ corrigées pour les 4 recettes en zone 1 .....	173
Figure 4.24	Contraintes résiduelles $\sigma_Z$ corrigées pour les 4 recettes en zone 1 .....	173
Figure 4.25	Contraintes résiduelles $\sigma_B$ corrigées pour les 4 recettes en zone 2 .....	175
Figure 4.26	Contraintes résiduelles $\sigma_Z$ corrigées pour les 4 recettes en zone 3 .....	176
Figure 4.27	Contraintes résiduelles $\sigma_B$ et $\sigma_Z$ corrigées pour les 4 recettes en zone 4 .....	178

Figure 5.1	Banc d'essai de flexion dent-par-dent de l'UQAR : a) vue globale de face, b) zone de contact bloc/roue et c) vue arrière.....	187
Figure 5.2	Position des jauges de déformation en pied de dent (vue de haut) .....	191
Figure 5.3	Montage pour mesure des champs de déformations d'une dent en flexion par corrélation d'images .....	192
Figure 5.4	Exemple d'une image prise par la caméra du système de mesure optique .....	193
Figure 5.5	Déformations mesurées par les jauges lors d'une mise en charge statique .....	194
Figure 5.6	Déformation équivalente de von Mises pour une charge de 12,75 kN sur la dent (configuration A pour les paramètres) .....	197
Figure 5.7	Évolution cyclique du profil de déformations en pied dent sous la charge maximale (section perpendiculaire au profil montrée sur l'image) .....	200
Figure 5.8	Position de trois des dix plans analysés en fatigue en pied de dent du côté tension .....	204
Figure 5.9	Évaluation d'un profil de microdureté sur une grille différente de celle des mesures.....	210
Figure 5.10	Position des essais uniaxiaux sur le diagramme de Crossland .....	212
Figure 5.11	Contraintes résiduelles mesurées dans les éprouvettes de fatigue .....	215
Figure 5.12	Résultats de la campagne en traction $R = -1$ .....	218
Figure 5.13	Résultats de la campagne en torsion $R = -1$ .....	218
Figure 5.14	Inclusions retrouvées aux sites d'amorçage internes des éprouvettes : a) aluminate de calcium et b) carbonitrure de titane.....	219
Figure 5.15	Maillage de la dent par éléments finis .....	223
Figure 5.16	Comparaison entre les déformations mesurées par les jauges et celles prédites par éléments finis pour un nœud au centre de la position théorique de ces jauges .....	224
Figure 5.17	Comparaison du champ de déformations mesuré par corrélation d'images à celui prédit par éléments finis (déformation équivalente de von Mises, 12,75 kN sur la dent) .....	225

Figure 5.18	Comparaison des déformations mesurées par corrélation d'images à celles prédites par éléments finis pour un profil à environ 22° de tangence .....	226
Figure 5.19	Gradients de la contrainte équivalente de von Mises en pied de dent prédite par éléments finis .....	228
Figure 5.20	Estimation de la distribution spatiale des contraintes résiduelles pour la recette A et le plan #1 : a) $\sigma_B$ et b) $\sigma_Z$ .....	230
Figure 5.21	Faciès de rupture par fatigue obtenus pour les quatre recettes d'induction .....	238

## LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

### Sigles :

A : pente obtenue par régression linéaire

a : paramètre dans l'équation de Wöhler

Ac3 : température de fin de transformation austénitique d'un acier

b : exposant dans les équations de Basquin/ Wöhler ou largeur de dent (AGMA)

B : facteur de calibration de l'effet du gradient dans le critère de fatigue multiaxiale

c : exposant de ductilité en fatigue dans l'équation de Coffin-Manson

d : espacement entre les plans cristallins ou distance par rapport au bord de la surface

d<sub>0</sub> : espacement entre les plans cristallins d'un matériau exempt de contraintes résiduelles

d<sub>⊥</sub> : espacement entre les plans cristallins mesuré perpendiculairement à la surface

d<sub>i</sub> : paramètre de dommage de Crossland

D ou Ø : diamètre d'une pièce cylindrique

E : module de Young ou module de rigidité (MPa)

G : gradient normalisé dans le critère de fatigue multiaxiale

**I** : matrice identité

J : facteur géométrique en flexion dans l'équation de l'AGMA

J<sub>2</sub> : deuxième invariant du tenseur déviatorique des contraintes

**K** : matrice de correction pour enlèvement de matière (méthode régulière)

K<sub>B</sub> : facteur d'épaisseur de jante dans l'équation de l'AGMA

K<sub>ds</sub> : coefficient de correction à la profondeur d associé à l'étape s (méthode régulière)

K<sub>M</sub> : facteur de distribution de charge dans l'équation de l'AGMA

K<sub>O</sub> : facteur de surcharge en service dans l'équation de l'AGMA

## XXVIII

$K_R$  : facteur de fiabilité dans l'équation de l'AGMA

$K_S$  : facteur de taille dans l'équation de l'AGMA

$K_T$  : facteur de température de l'huile dans l'équation de l'AGMA

$K_V$  : facteur dynamique dans l'équation de l'AGMA

$k\alpha$  : sigle de la radiation X combinée  $\alpha_1$  et  $\alpha_2$

$k\alpha_1$  : sigle de la radiation X de type  $\alpha_1$

$k\alpha_2$  : sigle de la radiation X de type  $\alpha_2$

$k\beta$  : sigle de la radiation X de type  $\beta$

$K'_{ds}$  : coefficient de correction à la profondeur d associé à l'étape s (méthode améliorée)

$K'$  : matrice de correction pour enlèvement de matière (méthode améliorée)

m : module de l'engrenage dans l'équation de l'AGMA

$M_s$  : température de début de transformation martensitique d'un acier

n : exposant de calibration de l'effet du gradient dans le critère de fatigue multiaxiale

N : nombre de cycles dans un essai de fatigue en général

$n_i$  : nombre entier arbitraire dans la loi de Bragg

$N_i$  : nombre de cycles à l'amorçage

$N_{TOT}$  : nombre de cycles à la rupture

p : paramètre d'ajustement du lissage par des polynômes cubiques à deux variables

R : rapport de charge dans un essai de fatigue en général ( $\sigma_{MIN}/\sigma_{MAX}$ )

$R^2$  : coefficient de détermination statistique

$R_a$  : écart moyen arithmétique d'un profil de rugosité

rayon<sub>HPSTC</sub> : rayon au plus haut point de contact simple mesuré à partir du centre de roue

$R_{IN}$  : rayon intérieur initial d'un tube



- $r_M$  : rayon à la profondeur actuelle de mesure lors d'un enlèvement de matière
- $R_{OUT}$  : rayon extérieur initial d'un tube
- $S$  : amplitude de contrainte dans un essai de fatigue en général
- $S$  : tenseur déviatorique
- $s_{AT}$  : contrainte de flexion admissible en creux de dent dans l'équation de l'AGMA
- $S_F$  : facteur de sécurité en flexion dans l'équation de l'AGMA
- $S_{MOY}$  : valeur moyenne du tenseur déviatorique
- $t$  : temps
- $T$  : période d'un cycle de fatigue
- $TO_{-1}$  : limite d'endurance conventionnelle en torsion à  $R = -1$
- $TR_{-1}$  : limite d'endurance conventionnelle en traction à  $R = -1$
- $TR_R$  : limite d'endurance conventionnelle en traction au rapport de charge  $R$
- tr/min : tours par minute
- $W_T$  : force transmise tangentiellement dans l'équation de l'AGMA
- $X$  : axe de translation dans la direction  $X$  sur le diffractomètre
- $XREC_{estimée}$  : constante élastique radiographique estimée avant de débiter l'essai
- $XREC_{exp}$  : constante élastique radiographique obtenue expérimentalement après l'essai
- $Y$  : axe de translation dans la direction  $Y$  sur le diffractomètre
- $Y_N$  : facteur correctif pour un nombre de cycles dans l'équation de l'AGMA
- $Z$  : axe de translation dans la direction  $Z$  sur le diffractomètre
- $\sqrt{J_{2A}}$  : mesure du cisaillement dans les critères de fatigue multiaxiale
- %vol. : pourcentage volumique
- %mas. : pourcentage massique

XXX

**Sigles (alphabet grec) :**

$\alpha$  : facteur dépendant du matériau dans les critères de fatigue multiaxiale

$\beta$  : facteur dépendant du matériau dans les critères de fatigue multiaxiale ou angle d'inclinaison de la tête du diffractomètre par rapport à la verticale

$\beta_{\max}$  : angle d'inclinaison maximal de la tête du diffractomètre par rapport à la verticale

$\delta$  : profondeur durcie

$\Delta 2\theta$  : variation de l'angle de Bragg  $2\theta$

$\Delta \varepsilon$  : amplitude de déformation totale

$\varepsilon$  : unité de déformation

$\varepsilon_F'$  : coefficient de ductilité en fatigue dans l'équation de Coffin-Manson

$\theta$  : angle de diffraction des rayons X (souvent exprimé sous la forme de l'angle de Bragg  $2\theta$ )

$\lambda$  : longueur d'onde des rayons X

$\mu\varepsilon$  : unité de microdéformation ( $10^{-6}\varepsilon$ )

$\nu$  : coefficient de Poisson

$\sigma$  : niveau de contrainte en général

$\sigma_B$  : contrainte résiduelle dans la direction de la flexion pour les roues dentées

$\sigma_{B1}$  : contrainte résiduelle dans la direction de la flexion mesurée en zone 1

$\sigma_{B2}$  : contrainte résiduelle dans la direction de la flexion mesurée en zone 2

$\sigma_{B4}$  : contrainte résiduelle dans la direction de la flexion mesurée en zone 4

$\sigma_c$  : vecteur colonne des contraintes résiduelles corrigées

$\sigma_{cd}$  : contrainte résiduelle corrigée pour enlèvement de matière à la profondeur  $d$

$\sigma_D$  : limite d'endurance en général

$\sigma_{EQV}$  : contrainte équivalente de von Mises

$\sigma_F'$  : coefficient de résistance à la fatigue dans l'équation de Basquin

$\sigma_{HMAX}$  : contrainte hydrostatique maximale au cours d'un cycle de fatigue

$\sigma_{HMOY}$  : contrainte hydrostatique moyenne au cours d'un cycle de fatigue

$\sigma_m$  : contrainte normale moyenne

$\sigma m$  : vecteur colonne des contraintes résiduelles mesurées (sans correction)

$\sigma m_d$  : contrainte résiduelle mesurée à la profondeur d (sans correction)

$\sigma moy$  : vecteur colonne des contraintes moyennes dans toutes les couches

$\sigma moy_s$  : moyenne des contraintes mesurées de chaque côté de la couche s

$\sigma m_s$  : contrainte mesurée sur le dessus de la couche s

$\sigma m_{s+1}$  : contrainte mesurée sur le dessus de la couche s+1

$\sigma_R$  : contrainte résiduelle radiale dans une pièce cylindrique

$\sigma_{RS}$  : contrainte résiduelle en général

$\sigma_X$  : contrainte normale dans la direction x

$\sigma_Y$  : contrainte normale dans la direction y ou limite d'élasticité conventionnelle

$\sigma_Z$  : contrainte normale dans la direction z (direction axiale pour les roues dentées) ou contrainte résiduelle axiale dans une pièce cylindrique

$\sigma_{Z1}$  : contrainte résiduelle dans la direction z mesurée en zone 1

$\sigma_{Z3}$  : contrainte résiduelle dans la direction z mesurée en zone 3

$\sigma_{Z4}$  : contrainte résiduelle dans la direction z mesurée en zone 4

$\sigma_{ZM}$  : contrainte résiduelle axiale mesurée

$\sigma_\Theta$  : contrainte résiduelle circonférentielle dans une pièce cylindrique

$\sigma_{\Theta M}$  : contrainte résiduelle circonférentielle mesurée

$\sigma_\Phi$  : contrainte résiduelle dans la direction de mesure  $\Phi$

$\tau_m$  : contrainte de cisaillement moyenne

$\Phi$  : direction d'une mesure par DRX sur une surface

$\Psi$  : angle entre la normale à la surface de mesure et la bissectrice des faisceaux incident et diffracté

$\Psi_1$  : angle  $\Psi$  du détecteur #1 du diffractomètre

$\Psi_2$  : angle  $\Psi$  du détecteur #2 du diffractomètre

$(\Delta\sigma_d)_s$  : variation de contrainte observée à une profondeur  $d$  après enlèvement de la couche  $s$

$(\sigma_d)_s$  : contraintes au point  $d$  après enlèvement de la couche  $s$

$(\sigma_d)_{s-1}$  : contraintes au point  $d$  après enlèvement de la couche  $s-1$

**Acronymes :**

AGMA : *American Gear Manufacturers Association*

AISI : *American Iron and Steel Institute*

AMS : *Aerospace Material Specification*

ANSI : *American National Standards Institute*

ASTM : *American Society for testing of Materials*

BCT : *Body Centered Tetragonal* (structure quadratique centrée de la martensite)

BGP : Bandes de Glissement Persistantes

BNA : *Barkhausen Noise Analysis* (Méthode du bruit de Barkhausen)

CAO : Conception Assistée par Ordinateur

COD : *Crack Opening Displacement* (Déplacement à l'ouverture d'une fissure)

CRIAQ : Consortium de Recherche et d'Innovation en Aérospatiale au Québec

DRX : Diffraction de Rayons X

ÉTS : École de Technologie Supérieure

GBF : *Granular-Bright Facet* (Zone d'aspect granulaire sur un faciès)

HCF : *High Cycle Fatigue* (fatigue à grand nombre de cycles ou mégacyclique)

HF : Haute fréquence

HPSTC : *Highest Point of Single Tooth Contact* (Plus haut point de contact simple)

HRC : *Hardness Rockwell C* (Unité de mesure de dureté Rockwell)

HV<sub>x</sub> : *Hardness Vickers* (Unité de mesure de microdureté Vickers en utilisant une masse x)

IGES : *Initial Graphics Exchange Specification* (format d'exportation en CAO)

IREQ : Institut de Recherche d'Hydro-Québec

ISO : *International Organization for Standardization*

LCF : *Low Cycle Fatigue* (fatigue à faible nombre de cycles ou oligocyclique)

LEFM : *Linear Elastic Fracture Mechanics* (Mécanique de la rupture linéaire élastique)

LMPM : Laboratoire de Mécanique et de Physique des Matériaux (Institut P', France)

LPA : *Lorentz, Polarization and Absorption* (facteur de correction en DRX)

MDC : Méthode Des Contours

MEB : Microscope Électronique à Balayage

MEF: Méthode des Éléments Finis

MF : Moyenne fréquence

MMT : Machine à Mesurer Tridimensionnelle

ODA : *Optically Dark Area* (Zone sombre en microscopie optique sur un faciès)

PSSD : *Position Sensitive Scintillation Detector* (type de détecteur sur le diffractomètre)

PWC : Pratt et Whitney Canada

STBF : *Single-Tooth Bending Fatigue* (Fatigue de flexion dent-par-dent)

UQAR : Université du Québec À Rimouski

VHCF : *Very High Cycle Fatigue* (fatigue à très grand nombre de cycles ou gigacyclique)

XXXIV

WEDM : *Wire Electrical Discharge Machining* (usinage par électroérosion à fil)

XREC : *X-Ray Elastic Constant* (constante élastique radiographique)

## LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

### UNITÉS DE BASE

m mètre (unité de longueur)  
kg kilogramme (unité de masse)  
s seconde (unité de temps)  
A ampère (unité d'intensité de courant électrique)  
K kelvin (unité de température)

### Aire

mm<sup>2</sup> millimètre carré

### Volume

L litre (= 1 dm<sup>3</sup>)  
mL millilitre (= 1 cm<sup>3</sup>)  
mm<sup>3</sup> millimètre cube

---

### UNITÉS GÉOMÉTRIQUES

#### Longueur

m mètre  
cm centimètre  
mm millimètre  
µm micromètre  
po pouce  
Å angström (10<sup>-10</sup> m)

---

### UNITÉS DE MASSE

#### Masse

kg kilogramme  
g gramme

---

### UNITÉS MÉCANIQUES

#### Angle plan

rad radian  
r tour  
° degré

---

### UNITÉS DE TEMPS

h heure  
min minute  
s seconde

### Moment d'une force

N.m newton-mètre  
lb.po livre-pouce  
lb.pi livre-pied

### Énergie

keV kiloélectron-volt

### Puissance

W watt  
kW kilowatt  
MW mégawatt

### Contrainte, pression

Pa pascal  
MPa mégapascal  
GPa gigapascal  
ksi kilolivre/po<sup>2</sup>

### Angle solide Fréquence

Hz hertz  
kHz kilohertz  
MHz mégahertz

### Force

N newton  
kN kilonewton  
lbf livre-force

### Différence de potentiel (ou tension)

#### Force électromotrice

V volt  
mV millivolt  
kV kilovolt

---

### UNITÉS ÉLECTRIQUE ET MAGNÉTIQUE

#### Intensité de courant électrique

A ampère  
mA milliampère  
µA microampère

---

### UNITÉS CALORIFIQUES

°C degré Celsius  
K kelvin





## INTRODUCTION

L'amélioration des turbomachines aéronautiques passe notamment par l'optimisation des procédés de fabrication des composantes structurales. En aéronautique, ces composantes sont dimensionnées selon un cahier des charges regroupant toutes les exigences que doit respecter les motoristes. Ainsi, les pièces sont tenues de répondre à de nombreuses spécifications dont les plus importantes sont la sécurité, la performance, le poids, le coût ainsi que, plus récemment, les normes environnementales. Au centre des préoccupations figure la durée de vie des structures soumises à des sollicitations sévères en service. Parmi les pièces critiques d'un moteur, on retrouve les engrenages de transmission. Les deux principaux modes d'endommagement de ces engrenages s'opèrent généralement proche de la surface et sont la fatigue sur les flancs due au contact des dents et la fatigue de flexion en creux des dents (Alban, 1985; Lalonde, 2008).

Les engrenages doivent ainsi pratiquement toujours subir un traitement superficiel (cémentation, durcissement par induction ou laser, grenaillage, nitruration, etc.) pour atteindre les performances mécaniques voulues en surface et pour introduire des distributions de contraintes résiduelles favorables à la résistance en fatigue. Ainsi, on souhaite généralement obtenir une surface dure, résistante à l'usure et à l'amorçage de fissures associée à un cœur plus ductile, résistant à la propagation de fissures et aux chocs (Semiatin et Stutz, 1986; Durban, 1997). Jusqu'alors, les motoristes aéronautiques utilisaient principalement des procédés thermochimiques, dont la cémentation, pour durcir en surface ces pièces à géométrie souvent complexe. Ces procédés comportent plusieurs inconvénients majeurs comme l'utilisation de gaz à effet de serre et des temps de traitement très longs. Le durcissement superficiel par induction s'avère une alternative intéressante pour plusieurs raisons : procédé vert (aucun produit nocif utilisé ou émis), bonne efficacité énergétique, contrôle accru du profil durci et des distorsions, économies monétaires et rapidité de traitement (Semiatin et Stutz, 1986; Durban, 1997; Rudnev *et al.*, 2003). Ce traitement thermique entraîne des modifications des propriétés de la surface ainsi que la génération de contraintes résiduelles importantes (Grum, 2007).

Comme pour le traitement surfacique par induction, pratiquement tous les procédés de mise en forme, d'assemblage et de traitement de surface des matériaux créent des contraintes résiduelles dans les pièces de machine (Lu, 2002). L'amplitude de ces contraintes est souvent non négligeable (James *et al.*, 2007). Il est bien établi dans la littérature scientifique que ces contraintes résiduelles peuvent avoir un effet très important sur le comportement en service d'une pièce structurale (Withers et Bhadeshia, 2001). Malgré toutes les études prouvant leur importance, les contraintes résiduelles sont encore souvent négligées par les ingénieurs mécaniques lors des phases de dimensionnement. Afin d'éviter des ruptures en service, un facteur de sécurité considérable doit alors être utilisé. Cette stratégie peut aussi bien engendrer un surdimensionnement inutile des pièces que des ruptures imprévues en raison du manque de connaissance des mécanismes d'endommagement à l'œuvre. Ce genre d'approche est de plus en plus considéré comme étant désuet dans les industries de pointe œuvrant dans le contexte industriel actuel où la qualité et la performance des produits sont absolument primordiales pour garantir sa compétitivité sur le marché international. Une meilleure connaissance de ces contraintes et de leur évolution en service apparaît aujourd'hui comme une des conditions indispensables à l'optimisation d'un dimensionnement. Ceci s'applique particulièrement aux motoristes aéronautiques qui cherchent à maximiser la résistance des composantes mécaniques sans pour autant augmenter leur poids.

Dans le cadre d'un vaste projet de recherche en collaboration avec l'industrie portant sur la maîtrise du traitement de surface par induction, ce doctorat s'intéresse spécifiquement au développement de méthodes de mesure des contraintes résiduelles dans des pièces induites et à la compréhension de l'influence de ces contraintes sur la tenue en fatigue de flexion des engrenages induits. Afin de guider le lecteur, il convient tout d'abord de décrire la structure de cette thèse qui comporte cinq chapitres.

Le premier chapitre présente les résultats d'une revue de littérature exhaustive sur les contraintes résiduelles; particulièrement celles obtenues après durcissement superficiel par induction. Les méthodes de mesure des contraintes résiduelles sont également revues tout en mettant l'accent sur les forces et faiblesses de chaque technique. Quelques généralités sur

l'endommagement des matériaux en fatigue sont ensuite exposées avant de décrire l'impact des contraintes résiduelles sur la phase d'amorçage de fissure. Pour finir, certaines notions sur la fatigue de flexion des engrenages et sur des approches de modélisation en amorçage déjà existantes sont également présentées.

Le deuxième chapitre expose le contexte de l'étude. Il permet de situer les recherches effectuées dans le cadre de ce doctorat par rapport à la littérature existante, d'énoncer clairement les objectifs visés et finalement de préciser la méthodologie utilisée pour atteindre ces derniers.

Le troisième chapitre traite de la mise en place de deux méthodes pour la mesure de contraintes résiduelles dans des pièces traitées par induction : la diffraction de rayons X et la méthode des contours. Une emphase particulière est mise sur les défis posés par l'application de ces méthodes de mesure complémentaires dans ce cas difficile, sur les méthodes de correction des mesures brutes et sur les relations entre les contraintes résiduelles et le profil de microdureté.

Le quatrième chapitre expose les résultats de campagnes de mesures de contraintes résiduelles sur deux géométries de type disque mince et sur des engrenages cylindriques à denture droite ayant subi des traitements de surface par induction variés. L'analyse des résultats de ces campagnes permet de mettre en relief différentes tendances sur l'effet des paramètres du procédé d'induction sur les contraintes résiduelles. Les difficultés posées par la mesure de ces contraintes dans la géométrie plus complexe qu'est la roue dentée sont expliquées et des solutions pour les surmonter sont proposées.

Le cinquième chapitre porte sur l'étude de la fatigue de flexion de roues traitées par induction en deux volets. Le premier volet traite le problème de façon expérimentale par des essais de flexion dent-par-dent en statique et en fatigue. Le deuxième volet de ce dernier chapitre porte sur la proposition d'une approche de calcul pour la fatigue de flexion des engrenages induits. Cette partie de la thèse fait en quelque sorte le lien avec tout le reste du

travail. En effet, les contraintes résiduelles et cartographies de microdureté mesurées au Chapitre 4 sont utilisées en entrée du modèle et le choix de l'approche retenue est directement issu des observations exposées dans le premier volet du chapitre.

La conclusion générale est suivie d'annexes et de compléments détaillant entre autres le formalisme général sur la mise en place des méthodes de mesure, les sous-études menées en parallèle afin de valider les différentes hypothèses utilisées tout au long de la thèse, les programmes informatiques nécessaires à l'application des différentes méthodes ainsi que certains résultats supplémentaires jugés pertinents.

Cette étude a été réalisée dans le cadre du projet CRIAQ 1.12 (Consortium de recherche et d'innovation en aérospatiale au Québec) et en collaboration avec le motoriste Pratt & Whitney Canada.

## **CHAPITRE 1**

### **REVUE DE LA LITTÉRATURE**

Ce chapitre présente une revue de la littérature scientifique portant sur les contraintes résiduelles tout en mettant l'emphasis sur le cas du durcissement superficiel par induction. Un résumé des différentes méthodes de mesure de ces contraintes est également exposé. Ensuite, quelques généralités sur les mécanismes d'endommagement en fatigue sont présentées avant de traiter spécifiquement des études disponibles sur l'impact des contraintes résiduelles sur l'amorçage de fissure en fatigue. Pour finir, quelques notions fondamentales sur la fatigue de flexion des engrenages ainsi que des modèles de prédiction de l'amorçage pour ces structures proposés par différents auteurs sont abordés.

#### **1.1 Notions fondamentales sur les contraintes résiduelles**

Les contraintes résiduelles sont des contraintes internes statiques et multiaxiales (Dang Van, 1993) présentes dans les pièces mécaniques en l'absence de tout chargement extérieur (force, moment, gradient thermique, etc.). Aucune pièce manufacturée n'est exempte de contraintes résiduelles à l'échelle microscopique et seulement une infime portion de ces pièces peut être considérée exempte de contraintes macroscopiques (Lu, 2002; Löhe, Lang et Vöhringer, 2002). On les classe généralement selon l'échelle à laquelle elles sont observées (macroscopique ou microscopique) ou bien selon leur ordre d'auto-équilibrage (1, 2 ou 3). La Figure 1.1 illustre schématiquement les trois ordres des contraintes résiduelles. L'échelle macroscopique traite des contraintes résiduelles au niveau du volume de la pièce en entier et ne discerne pas les différentes phases présentes dans le matériau (Withers et Bhadeshia, 2001). C'est généralement l'échelle étudiée en génie mécanique. D'un autre côté, l'échelle microscopique s'intéresse aux contraintes au niveau des différentes phases dans le matériau ou encore au niveau des grains dans le cas des solides cristallins.

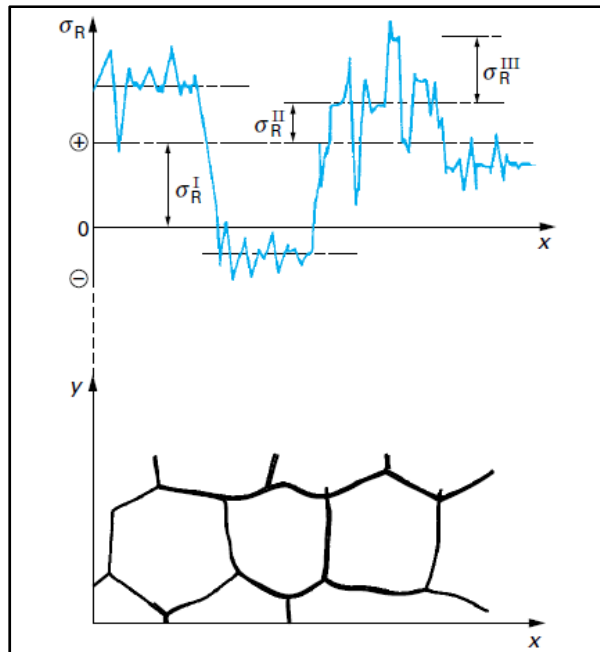


Figure 1.1 Illustration des trois ordres des contraintes résiduelles. Reproduit et adapté avec l'autorisation des Techniques de l'Ingénieur. Barralis, Castex et Maeder (1999, p.3), [www.techniques-ingénieur.fr](http://www.techniques-ingénieur.fr)

Les contraintes résiduelles ont la caractéristique de s'auto-équilibrer. La somme des forces et des moments dans n'importe quelle direction et selon n'importe quel plan est donc nulle (Roy, 2009). Les trois ordres des contraintes résiduelles sont ainsi reliés à la longueur caractéristique sur laquelle elles s'auto-équilibrent. L'ordre 1 représente les efforts internes qui s'équilibrent macroscopiquement sur plusieurs millimètres typiquement. Les contraintes d'ordre 2, aussi appelées contraintes microscopiques homogènes (Barralis, Castex et Maeder 1999), sont celles qui s'équilibrent entre quelques grains voisins sur quelques dizaines de microns en général. Finalement, l'ordre 3 (contraintes microscopiques hétérogènes) représente les micro-contraintes s'équilibrant à l'intérieur des grains eux-mêmes.

Fondamentalement, les contraintes résiduelles sont toujours dues à des incompatibilités entre différentes régions ou phases d'une même pièce ou entre deux pièces dans un même assemblage (Withers et Bhadeshia, 2001). Ces incompatibilités sont dues à quatre grandes

causes : un serrage mécanique entre deux pièces dans un assemblage (*shrink fit*), des gradients thermiques ou chimiques, les transformations de phase et la plastification localisée après surcharge mécanique.

## **1.2 Contraintes résiduelles après durcissement superficiel par induction**

Le durcissement superficiel par induction a été développé pour augmenter la performance des pièces mécaniques soumises à des chargements dynamiques comme les engrenages et les arbres de transmission. Le procédé consiste généralement en une chauffe rapide de la surface par induction immédiatement suivi d'une trempe et d'un traitement de revenu au four conventionnel.

### **1.2.1 Principe général du durcissement par induction**

Dans ce procédé, une pièce ferromagnétique axisymétrique ou quasi-axisymétrique est placée dans une bobine appelée inducteur. Dans le cas des roues dentées de grande taille, un inducteur ayant la forme du creux de dent est généralement utilisé (Parrish, Ingham et Chaney, 1998). Un courant alternatif de fréquence relativement élevée est appliqué dans l'inducteur pour créer un champ magnétique oscillant à la même fréquence autour de la pièce et ainsi induire des courants de Foucault au sein de cette dernière tel que dicté par la loi de Faraday. Ces courants induits à l'intérieur de la pièce à traiter produisent un échauffement par effet Joule concentré dans les couches surfaciques. Cet effet s'appelle l'effet de peau électromagnétique (Semiatin et Stutz, 1986; Durban, 1997; Barka, 2011). Après le temps requis pour chauffer suffisamment l'épaisseur voulue, la pièce est immédiatement trempée par immersion dans un bain liquide ou à l'aide d'une douche (Rudnev *et al.*, 2003). Plusieurs fluides de trempe peuvent être utilisés mais le plus répandu est le mélange d'eau et de polymère liquide (Haimbaugh, 2001; Grum, 2007; Rodman *et al.*, 2012).

Une tendance récente est la chauffe ultra rapide (*super-rapid induction heating*), typiquement de quelques dixièmes de seconde, car cette technique permettrait l'obtention d'une plus

grande dureté et causerait moins de distorsion selon certains auteurs (Misaka *et al.*, 1997; Komotori *et al.*, 2001). Ces chercheurs ne donnent toutefois pas de détails sur les fondements de ces affirmations.

Le matériau en surface ayant été chauffé au dessus de la température de transformation  $A_{c3}$  (cas des aciers), le refroidissement rapide par trempe entraîne la formation de martensite fraîche en surface sur une profondeur pouvant atteindre plusieurs millimètres. Une multitude de paramètres dans le procédé (temps de chauffe, fréquence, puissance, type de trempe, temps intermédiaire de diffusion, etc.) peuvent être variés produisant ainsi des profils de dureté et de contraintes résiduelles différents. La Figure 1.2 montre une dent d'engrenage traitée par induction puis polie et attaquée chimiquement pour révéler la zone durcie (zone blanche). Un profil de microdureté typique au creux de dent est également illustré sur cette figure. Il permet d'identifier quatre zones à partir de la surface: une zone durcie, une zone de transition où la dureté chute drastiquement, une zone sur-revenue de faible dureté et le cœur de la pièce in affecté par le traitement de surface. La zone sur-revenue correspond à la zone où les températures atteintes n'ont pas été suffisamment hautes pour auténitiser le matériau et donner de la martensite fraîche après trempe; mais suffisamment haute pour que microstructure initiale subisse une perte de dureté significative durant l'induction.

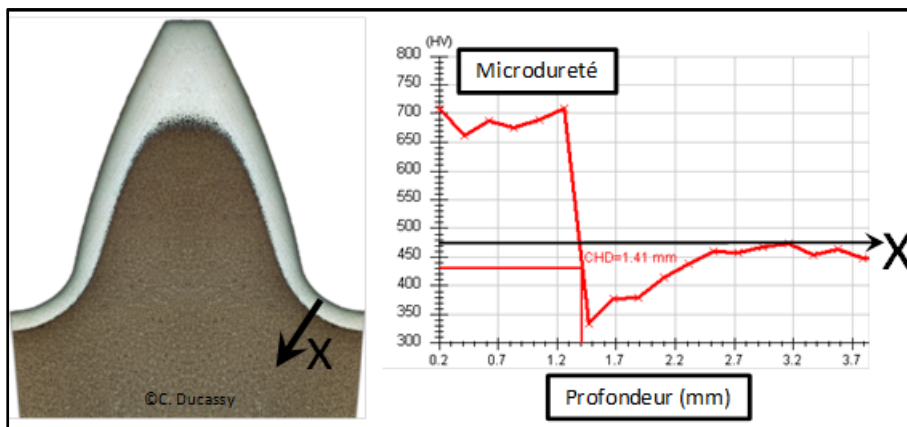


Figure 1.2 Roue dentée traitée par induction et profil de dureté typique au creux de dent



### 1.2.2 Origines des contraintes résiduelles en induction

Fondamentalement, les contraintes résiduelles après durcissement superficiel par induction ont deux causes : 1) les forts gradients thermiques lors de la chauffe et du refroidissement créant des contraintes d'origine thermique et 2) le changement de phase localisé en surface causant une augmentation de volume (Durban, 1997; Denis, 1997; Rudnev *et al.*, 2003; Marcegari et Kristoffersen, 2007; Grum, 2007). Les contraintes d'origine thermique tendent à déformer plastiquement la surface de la pièce pendant le traitement. Ces déformations permanentes combinées à l'augmentation locale de volume créent une incompatibilité avec le cœur de la pièce qui reste froid durant l'induction. Pour que la surface puisse physiquement rester liée au cœur de la pièce, un champ de contraintes résiduelles de compression en surface et de tension à cœur est généré pour respecter le principe de la compatibilité géométrique. Notons que dans certains cas il peut y avoir formation de fissures pendant le traitement (appelées tapures de trempe) et ainsi relâchement de ces contraintes. Si ce n'est pas le cas, un profil de contraintes résiduelles tel que montré en Figure 1.3 est observé après induction dans les pièces cylindriques longues pour les directions tangentielle et axiales ( $\sigma_z$  et  $\sigma_\theta$ ).

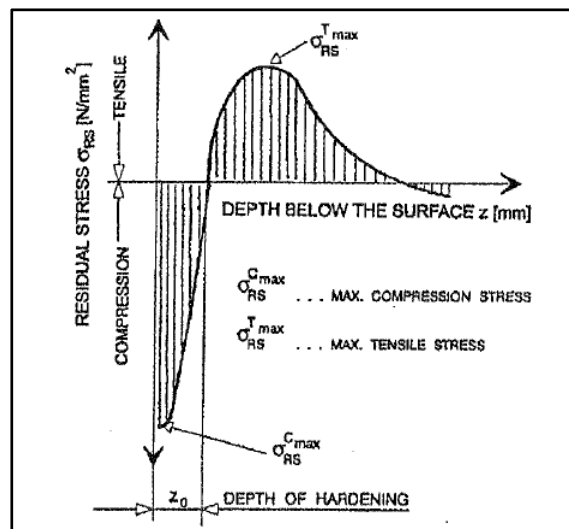


Figure 1.3 Profil des contraintes résiduelles typique après durcissement par induction. Tiré de Grum (2007, p.23), ©Inderscience

La compression résiduelle est généralement observée sur une profondeur plus ou moins égale à la profondeur durcie. Cela est facilement explicable étant donné qu'une de ses principales causes est le changement de phase. Cette affirmation n'est par contre pas toujours vraie dépendamment du type de traitement utilisé et du matériau en question (Grum, 2007). Le profil typique des contraintes résiduelles de la Figure 1.3 est caractérisé par un maximum de tension sous la surface, la distance à laquelle s'effectue la transition de la compression vers la tension, la pente entre le minimum et le maximum (le gradient) et finalement le niveau maximal de compression résiduelle près de la surface. Notons que le maximum de compression peut être observé légèrement sous la surface. Le niveau de compression en surface chute en général avec l'augmentation de la profondeur durcie (Denis, 1997; Tjernberg, 2002). Grum (2007) affirme qu'il existe un lien entre l'allure du profil de microdureté et celle du profil de contraintes résiduelles (Figure 1.4).

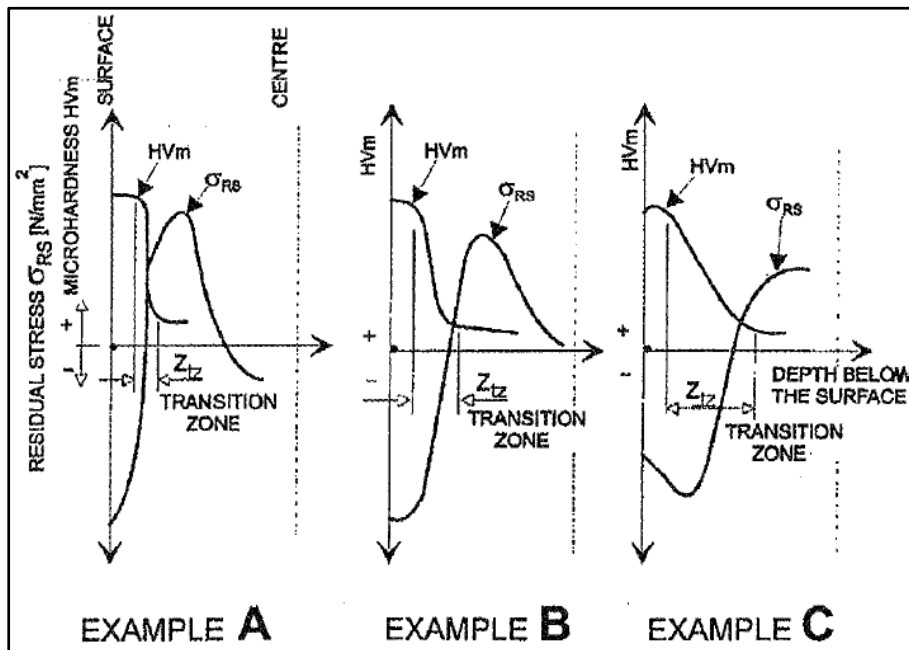


Figure 1.4 Liens entre les profils de microdureté et de contraintes résiduelles en induction. Tiré de Grum (2007, p. 24), ©Inderscience

Dans l'exemple A de la Figure 1.4 la dureté chute drastiquement. Selon l'auteur, cela risque d'être associé à un fort gradient de contraintes résiduelles et à une transition de la

compression vers la tension à une profondeur assez faible et pratiquement égale à la profondeur durcie. Dans les exemples B et C, il est possible de remarquer que si la pente de transition dans le profil de microdureté est moins abrupte, les contraintes résiduelles risquent d'être plus favorables en service car environ la même valeur de compression est observée en surface tandis que la transition vers la tension est plus progressive et survient plus profondément. Le raisonnement derrière cette idée de l'importance du gradient n'est pas explicité d'avantage par l'auteur. Toutefois, Komotori *et al.* (2001) ont obtenu des résultats semblables à ceux de la Figure 1.4 et ont montré que les transitions rapides vers la tension résiduelle associées aux profondeurs durcies plus faibles causent un amorçage rapide en fatigue de flexion sous la couche durcie et directement vis-à-vis le maximum de tension résiduelle. Cet effet du gradient s'avère ainsi important à considérer dans le contexte du comportement en flexion de roues dentées traitées par induction. Il est donc étudié en détails dans cette thèse.

### **1.2.3 Impact des paramètres d'induction sur les contraintes résiduelles**

Quelques auteurs ont étudié l'impact des paramètres du procédé d'induction sur les contraintes résiduelles par des simulations numériques (Denis *et al.*, 1993; Markegard et Kristoffersen, 2007) ou par des essais expérimentaux (Kristoffersen et Vomacka, 2001) mais principalement dans le cas de géométries simples.

Denis *et al.* (1993) ont étudié les effets de la vitesse de chauffe, de la température maximale atteinte et de la vitesse de refroidissement (trois paramètres) pour des cylindres d'acier de longueur infinie. Ces simulations ont été réalisées à l'aide d'un code d'éléments finis maison relativement poussé considérant les couplages mécaniques, thermiques et métallurgiques. Tout d'abord, ces auteurs montrent que si la vitesse de chauffe augmente de 200 à 800 °C/s en gardant les deux autres paramètres constants, la zone en compression résiduelle ainsi que la couche durcie sont moins profondes. Cela s'explique entre autres par le fait qu'une grande vitesse de chauffe laisse moins de temps à la chaleur pour diffuser vers l'intérieur de la pièce. La zone ayant été chauffée suffisamment pour subir une transformation de phase est donc

logiquement moins profonde. Une grande vitesse de chauffe laisse également un plus fort gradient de contraintes résiduelles et fait apparaître un pic de tension plus sévère dans les profils des contraintes axiales ( $\sigma_z$ ) et tangentielles ( $\sigma_\theta$ ) se situant directement à la transition entre la zone durcie et le cœur. En surface, cette vitesse de chauffe élevée crée un peu plus de compression dans la direction tangentielle par rapport au cas de référence (environ 20 % de plus) mais n'a pratiquement aucun effet sur  $\sigma_z$ .

Ensuite, Denis *et al.* (1993) ont observé un rapprochement vers la surface et une perte d'amplitude du pic de tension de la contrainte axiale pour une plus faible température maximale atteinte (980 °C au lieu de 1050 °C) et en gardant toujours les deux autres paramètres constants. De plus, la compression en direction axiale est légèrement plus élevée (11 %) dans ce cas tandis qu'aucun effet évident n'est observé dans la direction tangentielle. Notons que la température maximale atteinte en surface n'est pas un paramètre qu'il est fréquent de faire varier en pratique car elle est plus difficile à contrôler directement et doit rester suffisamment haute pour obtenir une austénite uniforme et dissoudre les carbures (Clarke *et al.*, 2011).

Pour finir, Denis *et al.* (1993) montrent qu'une vitesse de refroidissement beaucoup plus élevée après la chauffe par induction (1500 °C/s versus 300 °C/s) entraîne de plus importantes contraintes résiduelles tant en compression qu'en tension et produit ainsi un plus fort gradient. Cela est sûrement explicable par de plus grandes contraintes thermiques transitoires de tension en surface pendant le refroidissement causant plus d'élongation plastique localisée avant la transformation martensitique et donc attirant les contraintes finales à cet endroit vers la compression après retour à l'équilibre. D'un autre côté, les refroidissements plus lents présentent moins de compression résiduelle en surface mais une transition plus graduelle vers la tension. Cela semble indiquer qu'il doit exister une vitesse de refroidissement optimale conduisant au meilleur compromis. D'autres auteurs ont obtenu des résultats similaires par simulation (Tjernberg, 2002).

Markegard et Kristoffersen (2007) ont également publié des travaux de simulation réalisés avec le logiciel commercial d'éléments finis SYSWELD® sur l'effet des paramètres du procédé d'induction sur les contraintes résiduelles dans des cylindres d'acier. Il s'agit de résultats approximatifs puisque la chauffe par induction a été simulée par un flux de chaleur surfacique (pas de modélisation électromagnétique). Les auteurs ont donc limité leur étude à un grand diamètre ( $\varnothing = 200$  mm) où cette hypothèse est relativement acceptable. Markegard et Kristoffersen (2007) ont d'abord cherché à simuler les contraintes résiduelles induites pour un traitement typique qu'ils ont appelé le cas 1 (matériau : acier 42CrMo4, temps de chauffe = 6 s, profondeur durcie = 2 mm). Ils ont ensuite comparé par simulation ces résultats avec plusieurs autres cas : une préchauffe globale jusqu'à 300 °C précédant la chauffe finale (cas 2); les mêmes préchauffes et chauffe finale avec une température  $M_s$  abaissée de 100 °C (cas 3) et finalement la même séquence de chauffe combinée à une limite d'élasticité de l'austénite doublée (cas 4). Dans les quatre cas, la simulation est ajustée pour conserver une profondeur durcie de 2 mm. Ils ont observé des différences significatives surtout dans les profils de la contrainte tangentielle comme le montre la Figure 1.5. Notons que certains profils ne semblent pas auto-équilibrés dû au fait que l'axe horizontal ne va pas jusqu'au centre de la pièce et qu'il faut considérer les contraintes sur toute la section pour vérifier l'auto-équilibrage.

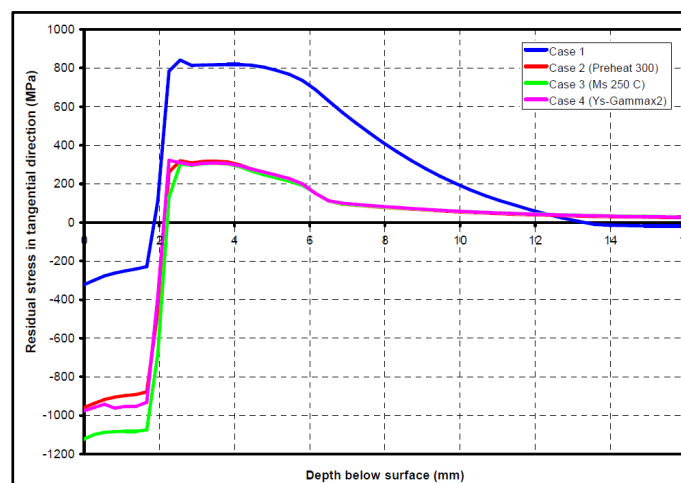


Figure 1.5 Profils des contraintes résiduelles tangentielles prédits par éléments finis.  
Tiré de Markegard et Kristoffersen (2007, p. A-3)

Il apparaît des travaux de Markegard et Kristoffersen que la préchauffe crée plus de compression en surface et adoucit le pic de tension sous la surface (cas 2). Les auteurs expliquent que l'idéal est d'essayer de conserver plus d'énergie thermique au cœur de la pièce jusqu'à ce qu'au refroidissement la température soit assez basse pour que la plasticité de transformation en zone surfacique soit pratiquement inactive. En d'autres mots, il faut qu'au refroidissement la microstructure transitoire de surface composée de martensite nouvellement formée et d'austénite soit assez résistante pour soutenir sans se plastifier la compression qui lui est imposée à la toute fin du traitement pendant le refroidissement du cœur chaud. En fait, une déformation plastique en compression localisée en surface pousserait les contraintes résiduelles vers la tension à cet endroit après retour à l'équilibre. Cela explique également pourquoi il faut refroidir assez rapidement la surface pendant que l'intérieur de la pièce est encore chaud pour maximiser la contrainte de compression finale à cet endroit critique pour la fatigue. Denis (1997) met également de l'avant que la préchauffe adoucit le maximum de tension situé sous la surface. En résumé, une préchauffe significative semble efficace pour maximiser la compression résiduelle en surface si elle est combinée à une trempe relativement sévère.

Dans le même ordre d'idées, Markegard et Kristoffersen (2007) montrent qu'abaisser la température de transformation  $M_s$  de l'acier de 100 °C (cas 3 de la Figure 1.5) entraîne plus de déformation de l'austénite durant la trempe. Cela augmente le potentiel d'élongation au refroidissement et donc maximise la compression en zone surfacique car le moment où la martensite commence à se former est retardé. Pour les mêmes raisons, doubler la résistance de l'austénite (cas 4) devrait diminuer les contraintes de tension et de compression car cela implique moins de déformation plastique durant le traitement mais les simulations ont donné des résultats différents. L'article ne fournit aucune explication sur ce point.

D'autres chercheurs ont publié récemment une confrontation entre contraintes résiduelles mesurées expérimentalement et obtenues avec des modèles numériques du procédé d'induction mais sans étudier l'effet des paramètres d'induction explicitement (Coupard *et al.*, 2008; Schwenk *et al.*, 2012). Ce type d'approche représente toujours de sérieux défis, car

des différences significatives sont observées entre les contraintes résiduelles prédites et celles mesurées. En fait, les résultats des simulations au niveau des contraintes résiduelles sont très sensibles aux propriétés du matériau utilisées, et ces propriétés sont souvent difficiles à déterminer (Durban, 1997; Bocher *et al.*, 2013).

Du côté expérimental, Kristoffersen et Vomacka (2001) ont mesuré des contraintes résiduelles par diffraction de rayons X (DRX) dans des cylindres d'acier AISI4140 traités par induction. La fréquence, la puissance et le temps de chauffe ont été variés à profondeur durcie égale (1,8 mm). Deux microstructures de base (avant induction) ont été utilisées : trempée/revenue et normalisée. Selon eux, la microstructure trempée/revenue devrait produire une transition de compression vers tension plus douce que la microstructure normalisée mais leurs résultats ne supportent pas clairement ces affirmations. Les auteurs ont également montré que les contraintes de cisaillement résiduelles à la surface sont négligeables. Les directions axiale et tangentielle seraient donc pratiquement les directions principales pour des cylindres longs induits. Cette étude montre aussi qu'à profondeur durcie égale de 1,8 mm et avec la microstructure trempée et revenue, une chauffe en haute fréquence (HF) plus longue et à puissance réduite par rapport au cas de référence a permis de faire passer le niveau de compression en surface de -450 à -650 MPa pour la contrainte tangentielle et de -550 à -800 MPa pour la contrainte axiale tout en réduisant légèrement la tension à cœur et en ne modifiant pratiquement pas la contrainte radiale. Ces augmentations sont probablement dues à une température interne plus élevée associée à une chauffe plus lente. Finalement, ils ont également mis en relief le fait que pour atteindre la même profondeur durcie avec une fréquence de courant plus élevée dans l'inducteur, la conduction de chaleur doit être mise à profit; probablement car les courants à haute fréquence ne pénètrent pas profondément (Rudnev *et al.*, 2003). D'autres auteurs ont également étudié l'effet des paramètres du procédé d'induction sur les contraintes résiduelles. Par exemple, Rodman *et al.* (2012) ont observé une certaine sensibilité des contraintes résiduelles surfaciques vis-à-vis les paramètres de trempe (eau versus air, pression de l'eau et de l'air, etc.) sur des roues dentées induites.

### **1.3 Méthodes de mesure des contraintes résiduelles**

Étant donné l'importance des contraintes résiduelles sur le comportement en service des composantes mécaniques, plusieurs méthodes ont été développées afin de les mesurer. Cependant, il n'existe pas de méthode universelle permettant de déterminer le tenseur des contraintes résiduelles au complet, dans n'importe quel matériau, selon tous les ordres de mesure, à n'importe quelle profondeur et de façon rapide, simple et peu coûteuse. Cette section présente donc différentes méthodes de mesure tout en mettant en relief les forces et faiblesses de chacune.

#### **1.3.1 Méthodes destructives**

Ces méthodes sont assez variées mais ont toutes un point en commun : elles mesurent des déformations ou déplacements causés par le relâchement des contraintes résiduelles pour en déduire certaines composantes des contraintes initialement présentes dans l'échantillon (Ruud, 2002). Les méthodes destructives plus traditionnelles ne sont généralement applicables que pour des cas très particuliers (plaque, tige, tube) et nécessitent de poser des hypothèses simplificatrices notamment sur la nature des champs de contraintes à mesurer. Par exemple, il est possible de dissoudre progressivement des couches sur le dessus d'une plaque rectangulaire par électropolissage tout en mesurant l'évolution de la courbure de cette dernière par un indicateur à cadran ou une jauge de déformation (Treuting et Read, 1951). Les contraintes résiduelles initialement présentes dans la plaque peuvent alors être recalculées théoriquement à partir de ces mesures si on assume que le champ initial était parfaitement biaxial et que les contraintes ne varient que selon la profondeur. Il est évident que ce type de méthode traditionnelle présente de fortes limitations pour les géométries complexes et les champs de contraintes triaxiaux. Pour cette raison, d'autres méthodes destructives ont été développées. La méthode des contours (MDC) est la plus récente et intéressante de ces méthodes et sera donc décrite en détails dans cette section (Prime, 2000 et 2001).



Cette méthode est basée sur le principe de superposition élastique illustré à la Figure 1.6. Ce principe implique que l'état de contrainte initial est équivalent à celui obtenu en forçant la surface déformée après relâchement complet des contraintes résiduelles à redevenir plane (son état initial avant la coupe). Les étapes de la méthode des contours sont les suivantes : couper la pièce en question selon le plan d'intérêt par électroérosion à fil (WEDM), mesurer les déplacements normaux à ce plan sur les deux surfaces résultantes (les contours), traiter les données (réorganisation, filtrage, lissage, etc.) et calculer par éléments finis les contraintes résiduelles initiales ayant causé ces déplacements. Les trois hypothèses fondamentales de cette méthode sont : 1) le relâchement des contraintes résiduelles est parfaitement élastique, 2) la coupe WEDM n'introduit pas de contraintes résiduelles en elle-même et 3) le plan de la coupe est parfaitement droit par rapport à la pièce initiale (Prime, 2001; Zhang, Fitzpatrick et Edwards, 2002).

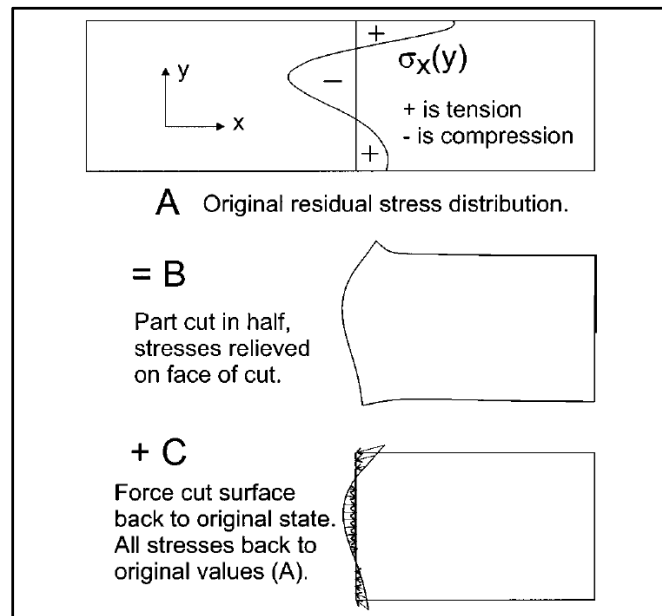


Figure 1.6 Principe de superposition élastique  
utilisé dans la méthode des contours.  
Tiré de Prime (2001, p.163)

La coupe est faite par électroérosion à fil (WEDM) car ce procédé d'usinage introduit des contraintes résiduelles négligeables si les paramètres sont bien choisis (faible puissance,

vitesse lente, fil fin, etc.) et permet d'avoir une largeur de coupe très fine et constante (Prime, 2001). L'auteur mentionne que pendant le relâchement, la pièce doit être bridée le plus symétriquement possible des deux côtés de la coupe. Cela permet de respecter le plus possible l'hypothèse de la coupe droite. Le respect de cette hypothèse implique également que les paramètres machine doivent être fixes pendant la coupe afin de garantir une largeur de coupe constante. Le matériau doit bien évidemment être conducteur pour pouvoir utiliser l'électroérosion à fil.

La mesure des surfaces de coupe se fait par machine à mesurer tridimensionnelle (MMT) ou par une méthode optique pour plus de précision (Prime *et al.*, 2004). Les déviations par rapport au plan supposé parfaitement plat à la coupe sont considérées comme étant causées entièrement par le relâchement des contraintes résiduelles. À cette étape, seuls les déplacements (hauteurs) de la surface sont mesurés et non les déformations.

Le traitement des données commence par une moyenne des hauteurs mesurées sur les deux surfaces à tous les points en vis-à-vis. Cette moyenne est nécessaire pour éliminer les erreurs dues aux contraintes de cisaillement qui sont également relâchées selon le plan de coupe en même tant que la contrainte normale (Prime, 2001; Murugan et Narayanan, 2009). En réalité, les cisaillements créent un déplacement perpendiculaire antisymétrique contrairement à la contrainte normale; c'est-à-dire que sur une surface le point se déplace vers l'extérieur et que sur l'autre il se déplace vers l'intérieur (la moyenne des deux mesures en vis-à-vis est donc nulle). Prime et Kastengren (2010) expliquent de façon détaillée en quoi faire la moyenne des deux côtés élimine complètement l'erreur due aux cisaillements. Rangaswamy *et al.* (2005) font remarquer que faire la moyenne des deux côtés devrait également en principe annuler les erreurs causées par une trajectoire de coupe qui n'est pas parfaitement droite car cela cause des erreurs antisymétriques également. Ces auteurs stipulent par contre qu'il vaut mieux tenter de couper le plus droit possible. Ce point a été confirmé plus tard par Prime et Kastengren (2010).

La matrice des hauteurs mesurées est généralement filtrée et lissée avant le calcul par éléments finis pour enlever le bruit introduit par la méthode de mesure et la rugosité de surface. Cette étape est généralement considérée nécessaire car une erreur dans les déplacements mesurés sera amplifiée lors du calcul des contraintes par éléments finis car elles dépendent des dérivés de ceux-ci. Différentes approches sont proposées dans la littérature pour cette étape : lissage avec une série de Fourier à deux variables (Prime, 2001; Prime, 2005), lissage avec des surfaces polynômiales d'ordre élevé (Nasri, 2007), aucun lissage (Hacini, 2008), courbes de lissage (*smoothing splines*) morceau par morceau (Prime *et al.*, 2006; Hosseinzadeh, Toparli et Bouchard, 2012), etc. Finalement, après toutes ces étapes de traitement, les contraintes résiduelles peuvent être calculées en appliquant l'opposé des déplacements mesurés comme condition frontière dans un modèle d'éléments finis élastique représentant une des deux moitiés. Notons qu'il n'y a qu'une seule solution possible pour l'état de contrainte initial étant donné l'hypothèse élastique. Le modèle d'éléments finis permet donc la détermination de la contrainte résiduelle normale au plan  $\sigma_{RS}$  partout le long de la surface de coupe avec une résolution spatiale très intéressante. Cette cartographie 2D complète des contraintes représente un avantage considérable par rapport aux méthodes plus traditionnelles; même dans un cas relativement simple comme celui d'une plaque d'acier trempée (Prime, 2005).

La méthode des contours ne présente pratiquement pas de limite en terme de profondeur maximale de mesure (Withers *et al.*, 2008). Rangaswamy *et al.* (2005) font remarquer qu'elle n'est pas affectée par la présence de plusieurs phases, l'absence de cristallinité, la taille de grain, etc. Il est seulement nécessaire de pouvoir définir un module de Young  $E$  et un coefficient de Poisson  $\nu$  pour le matériau coupé. Cette méthode a été appliquée avec un certain succès dans différents cas : traitement de surface au laser (Evans *et al.*, 2007; Hill *et al.*, 2005), martelage (Hacini, Lê et Bocher, 2009), soudage (Prime *et al.*, 2002; Zhang *et al.*, 2004; Prime *et al.*, 2006; Turski *et al.*, 2006; Nasri, Lanteigne et Champiaud, 2007; Woo *et al.*, 2008; Kartal *et al.*, 2008; Murugan et Narayanan, 2009; Hatamleh, Mishra et Oliveras, 2009; Thibault, Bocher et Thomas, 2009), pièces de prototypage rapide (Rangaswamy *et al.*, 2005), joint serré entre deux matériaux différents (Sebring *et al.*, 2003) et trous déformés à

froid (Zhang, Fitzpatrick et Edwards, 2002). Les inconvénients sont l'effort expérimental considérable à faire pour mettre la méthode en œuvre (coupe, mesure, traitement des données, modélisation) et le manque de précision notable près des bords dû principalement aux bavures d'usinage (Prime, 2001; Zhang *et al.*, 2004; Hatamleh, Mishra et Oliveras, 2009). Cette méthode n'est donc pas bien adaptée pour les pièces trop minces.

Lévesque (2010) a proposé récemment une autre approche plus performante pour l'étape des calculs des contraintes résiduelles à partir des déplacements mesurés. En effet, cet auteur utilise la méthode des cellules de pression constante au lieu des éléments finis. Cette technique permet un gain en temps de calcul considérable à précision égale mais n'est pas implantée dans une multitude de logiciels commerciaux comme la méthode des éléments finis; rendant ainsi son application moins directe.

Prime et Kastengren (2010) ont publié un article fort intéressant dédié spécifiquement aux sources d'erreur possibles de la méthode des contours et aux façons de les minimiser. Mis à part les sources d'erreur plus classiques mentionnées plus tôt, ces auteurs mentionnent que la méthode assume naturellement une rigidité constante des deux côtés de la coupe en faisant la moyenne des deux surfaces mesurées. Si la géométrie de la pièce diffère significativement des deux côtés de la coupe ou si la rigidité du matériau n'est pas homogène, des erreurs seront engendrées. Un cas de ce type sera traité dans la présente thèse. Selon ces auteurs, plusieurs autres sources d'erreur sont associées au procédé de coupe par électroérosion : irrégularités locales de la coupe, changement de largeur de coupe dus à un matériau non-homogène ou à un changement d'épaisseur, vibration du fil, contraintes résiduelles induites par la coupe et fermeture des lèvres de la coupe derrière le fil. Prime et Kastengren (2010) soutiennent toutefois que l'expérience a montré que ces erreurs sont négligeables ou dans les pires cas corrigées en soustrayant les mesures d'une coupe dans une pièce similaire mais exempte de contraintes résiduelles. Ils mettent de l'avant qu'il ne reste seulement que deux types d'erreur plus critiques actuellement : 1) l'erreur causée par la déformation du ligament de matériau en bout de fil juste avant le passage de ce dernier (*bulge error*) et 2) l'erreur causée par la déformation plastique en bout de coupe (*plasticity error*). La première est due

au fait que durant la coupe, le matériau bouge légèrement et se déforme par rapport à l'état initial juste avant le passage du fil et donc la coupe n'est pas tout à fait de largeur constante par rapport à l'état initial. L'idéal serait donc une coupe de largeur nulle pour éviter cette erreur. Concernant l'erreur due à la plasticité, il est évident que la présence de déformation plastique pendant le relâchement des contraintes viole une des hypothèses fondamentales. Prime et Kastengren (2010) affirment qu'un bridage sévère et symétrique réduit grandement ces deux sources d'erreur. Cette affirmation est soutenue par des simulations éléments finis de la méthode des contours faites par d'autres chercheurs (Dennis *et al.*, 2008).

### 1.3.2 Méthodes semi-destructives

Dans ces méthodes, l'enlèvement de matière utilisé pour déduire les contraintes résiduelles ne détruit pas complètement l'échantillon. Selon Lu (1996), les deux méthodes conventionnelles sont de percer un trou (*hole drilling*) à l'endroit d'intérêt par incréments de profondeur au centre d'une jauge normalisée (ASTM, 2002) ou de creuser autour d'une portion de matière instrumentée de jauges (*ring coring*). La Figure 1.7 schématise ces deux techniques.

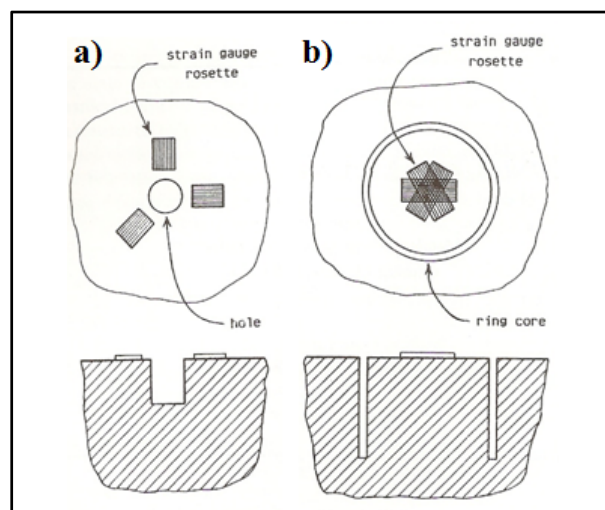


Figure 1.7 a) Méthodes du perçage de trou et  
b) Méthode de l'isolement de jauges.  
Tiré de Lu (1996, p.6)

Ces deux méthodes ne sont pas utilisables sur des pièces très petites et en présence de forts gradients de contraintes résiduelles. En effet, le champ de contraintes doit être uniforme dans la zone où les jauges sont posées. Ces méthodes sont limitées à environ 1 mm au niveau de la profondeur de mesure (Withers *et al.*, 2008; Roy, 2009) et dépendent de la qualité de la pose des jauges. Certains chercheurs ont cependant plus récemment développé des méthodes de perçage de trou profond (*deep hole drilling*) qui donnent accès aux contraintes résiduelles présentes à plusieurs millimètres sous la surface (Leggatt *et al.*, 1996; Withers *et al.*, 2008). D'autres auteurs ont aussi proposé des versions améliorées de la méthode du trou utilisant notamment les éléments finis pour corriger les effets de plasticité (Roy, Braid et Shen, 2003) ou l'interférométrie laser pour améliorer la sensibilité et la stabilité des calculs par rapport à la méthode intégrale classique dans le cas de faibles incréments (Tjhung et Li, 2003).

Les méthodes semi-destructives assument traditionnellement que le perçage ou l'usinage de l'anneau n'introduisent pas de contraintes résiduelles en eux-mêmes; hypothèse pouvant être discutable dans le cas où les contraintes résiduelles initiales sont très proches de la limite élastique par exemple (Prevéy, 1986; Roy, 2009). De plus, la méthode de perçage du trou traditionnelle n'est pas applicable quantitativement à des surfaces courbées (Paquet, 2006). Ces méthodes donnent plutôt un bon ordre de grandeur des contraintes résiduelles moyennes dans une zone. Elles ont l'avantage d'être simples et rapides à mettre en œuvre et surtout d'être peu coûteuses à utiliser.

Ruud (2002) mentionne que certains chercheurs ont également tenté de développer des méthodes utilisant des indentations, semblables à celles utilisées en mesure de microdureté, pour mesurer des contraintes résiduelles mais que ces méthodes ne sont pas très répandues. À titre d'exemple, Suresh et Giannakopoulos (1998) ont proposé une méthode utilisant l'indentation instrumentée pour mesurer des contraintes résiduelles biaxiales de surface. Des paramètres comme la profondeur de pénétration et l'aire de contact sont vraisemblablement influencés par la présence des contraintes résiduelles et sont à la base de ces méthodes. Plusieurs autres chercheurs ont étudié les relations non-linéaires entre les contraintes résiduelles et les paramètres d'indentation (Carlsson et Larsson, 2001; Xu et Li, 2005). Les

méthodes actuelles sont par contre significativement moins précises pour la mesure des contraintes de compression (Larsson, 2011) et inapplicables à un champ de contraintes autre que biaxial (Larsson et Blanchard, 2012).

### 1.3.3 Méthodes non-destructives

Plusieurs méthodes de mesure des contraintes résiduelles non-destructives sont disponibles : diffraction de rayons X (DRX), diffraction neutronique, méthodes acoustiques et magnétiques (Lu, 1996). Toutes ces méthodes mesurent les contraintes résiduelles de façon indirecte (Withers *et al.*, 2008). La méthode la plus utilisée et considérée comme étant la plus fiable dans la communauté scientifique est la DRX (Prevéy, 1986; Roy, 2009). La Figure 1.8 montre le principe général de cette méthode.

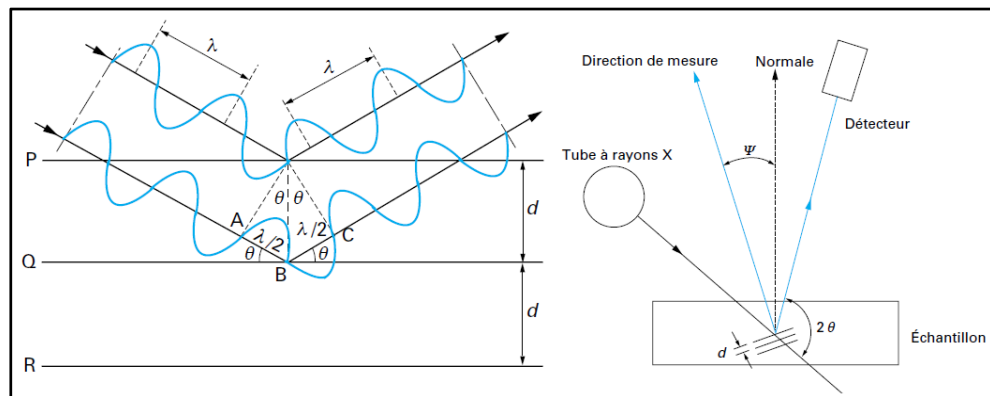


Figure 1.8 Schématisation du principe de la diffraction de rayons X.  
Reproduit et adapté avec l'autorisation des Techniques de l'Ingénieur  
Broll (1996, p.2 et 13), [www.techniques-ingenieur.fr](http://www.techniques-ingenieur.fr)

Le principe de base de la DRX est d'exposer la zone d'intérêt de l'échantillon à un faisceau de rayons X pour que celui-ci soit diffracté vers un détecteur à la rencontre des plans cristallins du matériau. L'enregistrement des pics de diffraction associés à certaines familles de plans cristallins permet de déterminer la variation de l'angle de diffraction  $\Delta 2\theta$ . Cet angle est fondamentalement lié à l'espacement entre les plans cristallins selon la loi de Bragg (Cullity, 1956; Prevéy, 1986; Broll, 1996) s'écrivant comme suit:

$$n_i \lambda = 2d \sin \theta \quad (1.1)$$

Dans cette équation  $n_i$  représente un entier (1 en mesure de contrainte),  $\lambda$  est la longueur d'onde et  $d$  est l'espacement entre les plans cristallins. La variation de l'angle  $\theta$  doit être déterminée avec une précision d'au moins  $0,01^\circ$  pour obtenir des mesures de contraintes résiduelles de précision acceptable (Broll, 1996; Prevéy, 1996). En théorie, il est possible de déterminer les déformations et par conséquent les contraintes associées à la distance interplanaire mesurée en considérant que les déformations sont élastiques (par la loi de Hooke) et connaissant l'espacement entre les plans en l'absence de contraintes résiduelles  $d_0$ . Autrement dit, la DRX utilise l'espacement entre les plans cristallins comme jauge de déformation. Les trois variantes communes de cette méthode sont les suivantes (Ruud, 2002): un angle (*single exposure*), deux angles (*double exposure*) et la méthode à plusieurs angles dites des  $\sin^2\Psi$ . Cette dernière est de loin la plus utilisée. Il est important de mentionner que dans la presque totalité des cas rencontrés en pratique le modèle de contrainte plane est utilisé (Prevéy, 1996). On considère alors que la contrainte normale à la surface est nulle. La contrainte mesurée  $\sigma_\phi$  dans la direction de mesure  $\Phi$  se calcule alors comme suit (Prevéy, 1996; SAE, 2003; Soady *et al.*, 2011) :

$$\sigma_\phi = \left( \frac{E}{1 + \nu} \right)_{hkl} \frac{1}{d_0} \left( \frac{\partial d_{\phi\psi}}{\partial \sin^2 \psi} \right) \quad (1.2)$$

Le premier terme du membre de droite est la constante élastique radiographique (XREC) qui dépend du matériau et de la direction cristallographique utilisée pour les mesures; d'où l'indice  $hkl$ . Ce terme ne peut qu'être grossièrement estimé avec les valeurs  $E$  et  $\nu$  macroscopiques à cause des phénomènes d'anisotropie élastique (Prevéy, 1986; England, 2000; Farrell et MacGregor, 2008). La valeur  $d_0$  dans le deuxième terme est généralement remplacée par l'espacement entre les plans perpendiculaire à la surface  $d_\perp$  sans introduire d'erreur significative (Prevéy, 1986). La connaissance précise de la valeur de référence  $d_0$  n'est donc pas absolument nécessaire pour faire des mesures satisfaisantes avec ce modèle en contrainte plane. Finalement, le dernier terme de l'équation précédente représente la pente du



graphique  $d$  versus  $\sin^2\Psi$  qui est estimée expérimentalement (voir la Figure 1.8 pour la définition de  $\Psi$ ).

La DRX permet d'étudier les contraintes résiduelles microscopiques et macroscopiques (Prevéy, 1986) dans les différentes phases d'un même matériau si les pics de diffraction sont détectables et d'intensité suffisante (Almer, Cohen et Moran, 2000). En réalité, les contraintes résiduelles macroscopiques changent la position des pics tandis que les contraintes microscopiques influent sur la largeur de ceux-ci (Prevéy, 1986; Broll, 1996). La profondeur de pénétration des rayons X ne dépasse généralement pas 30  $\mu\text{m}$  dans les métaux usuels (François *et al.*, 1996). Cette méthode nécessite un mode d'enlèvement de matière peu agressif comme le polissage électrolytique pour pouvoir mesurer des contraintes résiduelles en profondeur. La DRX traditionnelle perd dans ce cas sa qualité non-destructive. Coupard *et al.* (2008) indiquent que les mesures DRX en profondeur ne sont pas aussi précises, notamment pour les pièces cylindriques minces, car il n'existe aucun modèle fiable disponible pour tenir compte de la redistribution des contraintes induites par l'enlèvement de matière local. Cette thèse propose une contribution significative sur ce sujet au Chapitre 3.

La diffraction aux neutrons utilise les mêmes principes généraux que la DRX sauf pour la nature du faisceau auquel l'échantillon est exposé. Cette technique est plus longue et moins accessible que la DRX, notamment à cause de la nécessité d'utiliser un réacteur nucléaire pour produire le faisceau (Ruud, 2002). L'avantage est que la profondeur de pénétration des neutrons est beaucoup plus élevée que celle des rayons X et donc les contraintes résiduelles peuvent être déterminées jusqu'à une profondeur de l'ordre du centimètre sans enlèvement de matière (Korsunsky *et al.*, 2002). Le volume étudié est typiquement un cube de 1  $\text{mm}^3$ . Cela implique que les contraintes résiduelles mesurées sont des moyennes sur ce volume; ce qui n'est pas très avantageux pour les petites pièces comportant des gradients de contraintes très sévères (Coupard *et al.*, 2008). La différence du volume de mesure par rapport à d'autres méthodes doit être prise en compte lors de la comparaison des résultats (Albertini *et al.*, 2000; England, 2000; Hosseinzadeh, Toparli et Bouchard, 2012). L'autre difficulté majeure de cette méthode est liée à la nécessité de déterminer avec précision la valeur de référence  $d_0$

car la position interne des volumes de mesure empêche l'utilisation raisonnable du modèle de contrainte plane (England, 2000; Webster et Ezeilo, 2001; Ruud, 2002; Roy, 2009). Cette détermination du  $d_0$  peut être difficile en présence de fortes variations de la microstructure comme dans le cas des soudures (Zhang *et al.*, 2004; Prime *et al.*, 2006; Woo *et al.*, 2008; Thibault *et al.*, 2010).

L'utilisation de la diffraction de rayons X de type synchrotron est une méthode de mesure de contraintes résiduelles qui est de plus en plus utilisée. Cette technique utilise aussi un faisceau de rayons X mais de plus grande énergie que la méthode conventionnelle (80-300 keV) et est donc beaucoup moins disponible (Whiters *et al.*, 2008). L'avantage est principalement la profondeur de pénétration qui est de l'ordre du centimètre dans les matériaux usuels (Zhang *et al.*, 2004). Cette technique est aussi plus rapide et offre une meilleure résolution spatiale (de l'ordre de 100 à 400  $\mu\text{m}$ ) que la diffraction neutronique (Whiters *et al.*, 2008). Les volumes testés sont toujours des prismes allongés en forme de diamant dû aux conditions particulières de diffraction (Evans *et al.*, 2007, James *et al.*, 2007). À titre d'exemple, les angles de diffraction  $2\theta$  sont de l'ordre de  $10^\circ$  comparativement à  $140-160^\circ$  typiquement pour la DRX conventionnelle.

Les contraintes résiduelles en surface et en profondeur peuvent également parfois être estimées par des méthodes acoustiques (Thompson, Lu et Clark, 1996; Ruud, 2002). Le principe dans ce cas est de mesurer la vitesse de propagation d'une onde sonore de haute fréquence et de comparer ce résultat avec la vitesse de propagation dans le matériau sans contraintes résiduelles (Thompson, Lu et Clark, 1996). Cette technique est rapide et peu coûteuse mais les résultats sont plus ou moins quantitatifs car elle suppose que la relation entre les contraintes résiduelles et la vitesse de propagation est connue et directe. En pratique, cette vitesse de propagation dépend de plusieurs autres facteurs : texture cristallographique, température, dislocations, précipités, couplage entre la pièce et la sonde, etc. Il est donc très difficile de déterminer qu'elle portion de la variation observée vient vraiment de la présence des contraintes résiduelles (Prevéy, 1986; Thompson, Lu et Clark, 1996). Ces méthodes

peuvent mesurer des contraintes à partir d'une profondeur de 1 mm et avec une résolution spatiale d'environ 1 mm dans des conditions optimales (Withers *et al.*, 2008).

Finalement, il existe également des méthodes magnétiques comme la méthode BNA (*Barkhausen noise analysis*) pour mesurer des contraintes résiduelles de faible amplitude en surface des pièces ferromagnétiques (Tiitto, 1996). Cette méthode est basée sur le fait que ces matériaux peuvent être subdivisés en domaines magnétiques agissant comme des petits aimants. La pièce est d'abord exposée à un champ magnétique créé par un inducteur de magnétisation. L'estimation du nombre et de l'amplitude des réorientations de ces domaines permettent ensuite d'avoir un ordre de grandeur des contraintes résiduelles ayant en main une courbe de calibration pour le matériau en question. En réalité, on analyse en général le bruit dans le signal aux bornes d'un deuxième inducteur récepteur après magnétisation (Roy, 2009). La taille de ce récepteur détermine la résolution spatiale. Cette technique est, comme les ultrasons, sensible à plusieurs autres facteurs (Hacini, 2008; Withers *et al.*, 2008) et est moins utilisée. Withers *et al.* (2008) présentent quand même certains systèmes utilisés dans l'industrie pour contrôler rapidement les contraintes résiduelles de soudage. Roy (2009) montre que ces méthodes magnétiques sont très utiles pour des vérifications en chantier sur des pièces simples. La profondeur de mesure minimale est d'environ 10  $\mu\text{m}$  et la résolution spatiale d'environ 1 mm comme pour les méthodes acoustiques (Withers *et al.*, 2008).

#### **1.3.4 Synthèse sur les méthodes de mesure des contraintes résiduelles**

En résumé, toutes les méthodes ont des avantages et inconvénients et sont basées sur certaines hypothèses et phénomènes physiques bien différents. La méthode destructive la plus intéressante pour les pièces induites est la méthode des contours (MDC) car elle permettrait d'avoir des cartographies complètes de contraintes résiduelles dans des pièces complexes. D'un autre côté, seulement une composante de contrainte est mesurée dans ce cas et la MDC n'est pas précise près de la surface; zone critique pour les pièces induites. Pour ce qui est des méthodes semi-destructives, il est difficile d'imaginer l'application de la méthode du perçage pour des petites dents d'engrenage induites. Par contre, en utilisant les jauges de

déformation les plus fines sur le marché, la méthode de l'isolation de jauge serait peut-être applicable pour des mesures de validation simples et rapides à la surface des creux de dent. Finalement, les méthodes non-destructives applicables dans ce projet sont la DRX, la diffraction neutronique et les rayons X synchrotron. La DRX est facilement accessible et bien développée pour les aciers. Cette méthode est de toute évidence complémentaire à la MDC par sa grande précision de mesure en surface et sa faiblesse pour les mesures en profondeur. La diffraction neutronique est difficilement accessible et a fait l'objet d'un autre projet de recherche dans le même groupe (Yi, 2011). Les rayons X synchrotron ne sont également pas disponibles dans le cadre de ce projet mais pourraient fournir de superbes cartographies de contraintes résiduelles. Finalement, les méthodes acoustiques et magnétiques sont difficilement envisageables étant donné le besoin de mesures quantitatives précises et la présence de forts gradients de microstructure après traitement par induction.

#### **1.4 Endommagement des métaux par fatigue**

Un des thèmes centraux du doctorat consiste à établir l'influence des contraintes résiduelles qui sont introduites avec le traitement superficiel par induction sur l'amorçage de fissures de fatigue. Il convient donc d'abord de définir ce mode d'endommagement des matériaux qui cause environ 70 % des ruptures en service (Baïlon et Dorlot, 2000) et d'exposer quelques généralités sur celui-ci. Étant donné la taille impressionnante de la littérature portant sur la fatigue des métaux, cette revue ne peut être considérée comme étant exhaustive.

La fatigue représente l'ensemble des mécanismes entraînant des changements permanents et localisés dans un matériau soumis à un chargement d'amplitude variable pouvant entraîner progressivement l'amorçage et la propagation d'une ou de plusieurs fissures et éventuellement la rupture complète de la pièce endommagée après un nombre suffisant de fluctuations (ASTM, 2013). Les trois stades classiques d'une rupture par fatigue sont : l'amorçage d'une ou plusieurs fissures, la propagation et la rupture finale (Hertzberg, 1996; Baïlon et Dorlot, 2000; Cardou, 2006; Rabbe et Anquez, 2008). L'amorçage et la propagation prennent une importance relative par rapport à la durée de vie totale selon

plusieurs facteurs comme la nature du chargement (uniaxial ou multiaxial, traction ou torsion), la présence d'une entaille ou d'un autre concentrateur en surface, l'environnement (corrosion, piqûres), la présence initiale de défauts microstructuraux importants (inclusions, pores, etc.) ainsi que le domaine de sollicitation (Pineau et Bathias, 2008; Rabbe et Anquez, 2008; Doquet, 2009).

#### 1.4.1 Domaines de sollicitation

Afin d'étudier la fatigue des métaux, on soumet généralement une éprouvette de laboratoire à des cycles de contrainte et déformation jusqu'à rupture. En répétant cet essai à plusieurs niveaux de chargement, on obtient généralement une courbe d'amplitude de contrainte en fonction du nombre de cycles à la rupture (courbe S-N ou de Wöhler) comme représentée à la Figure 1.9.

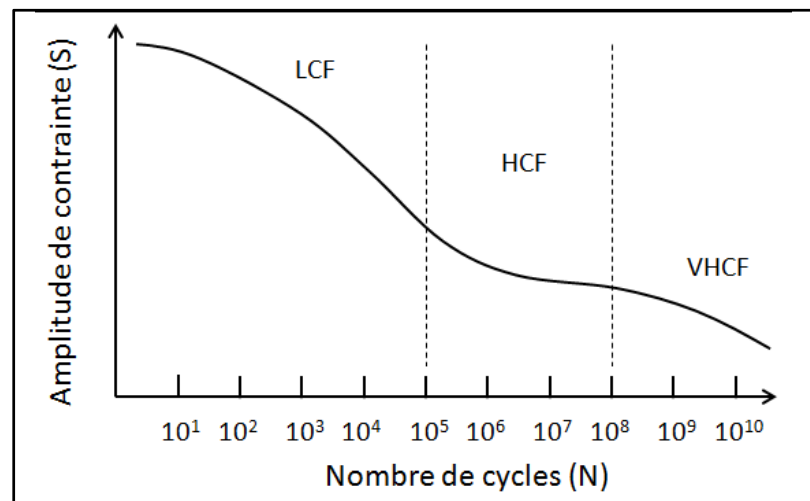


Figure 1.9 Courbe S-N typiquement obtenue pour les aciers

Précisons d'abord que les nombres de cycles délimitant chaque zone sont donnés à titre indicatif seulement et varient d'un matériau à un autre. Le plateau aux alentours de  $10^6$  et  $10^7$  cycles n'est parfois pas observé; notamment dans le cas des matériaux non-ferreux en général (Bathias et Paris, 2004). De plus, la chute de contrainte à très grand nombre de cycles n'est

elle aussi pas nécessairement observée pour tous les matériaux (Zhang et *al.*, 2011). Ceci étant dit, la Figure 1.9 permet d'identifier trois domaines de sollicitation bien distincts qui sont observés dans les aciers tels que celui étudié dans la présente étude :

- jusqu'à  $10^5$  cycles : le domaine de fatigue oligocyclique dit à faible nombre de cycles (*low cycle fatigue* ou LCF);
- de  $10^5$  à  $10^8$  cycles : le domaine de fatigue mégacyclique dit à grand nombre de cycles (*high cycle fatigue* ou HCF);
- à plus de  $10^8$  cycles : le domaine de fatigue gigacyclique dit à très grand nombre de cycles (*very high cycle fatigue* ou VHCF).

Dans le domaine LCF, les contraintes et déformations imposées dépassent souvent la limite élastique du matériau. Les matériaux subissent alors une chute ou une augmentation évidente de leur limite élastique dès les premiers cycles (Hertzberg, 1996). On dit alors qu'il y a adoucissement ou durcissement cyclique respectivement. Le matériau atteint généralement un état stabilisé après un certain nombre de cycles mais accumule quand même de la déformation plastique à l'échelle macroscopique à chaque cycle; on parle alors d'accommodation des déformations (Pineau, 2008; Doquet, 2009). L'accommodation précède ou chevauche l'apparition d'une fissure (Pineau, 2008). Dans ce domaine de sollicitation, on retrouve souvent plusieurs sites d'amorçage en surface (Pineau, 2008; Doquet, 2009). La déformation plastique cyclique est considérée comme étant assez homogène car plusieurs systèmes de glissement peuvent être activés en même temps et ce dans plusieurs grains favorablement orientés pour celui-ci. La variation statistique des durées de vie d'une pièce à l'autre est assez faible en LCF car plusieurs sites s'endommagent en même temps. L'amorçage se fait généralement très tôt dans la durée de vie et ce domaine de sollicitation est donc dicté en majeure partie par la propagation (Hertzberg, 1996; McDowell, 2007). L'amorçage peut quand même représenter une portion non-négligeable de la durée de vie dans certains cas précis (Pineau, 2008). Peu de composantes de machines réelles sont sollicitées dans ce domaine de chargement en temps normal mais il peut apparaître certaines conditions souvent transitoires et temporaires où la fatigue oligocyclique est mise à l'œuvre

(Pineau, 2008). Les chercheurs étudient généralement ce domaine pour simuler les conditions qui prévalent en bout d'une entaille sévère, c'est-à-dire plastification cyclique locale limitée en déformation par les régions voisines qui restent en domaine élastique (Hertzberg, 1996; Rabbe et Anquez, 2008), ou tout simplement pour étudier plus finement certains mécanismes (ex : réarrangement des dislocations) et établir une loi de comportement élasto-plastique ou d'écrouissage (Pineau, 2008).

Dans le domaine HCF, les contraintes et déformations sont assez faibles et ne causent que peu, voire aucune déformation plastique cyclique à l'échelle macroscopique. Le matériau atteint, dès le premier cycle en général, un régime stable et on dit alors qu'il y a adaptation des déformations (Doquet, 2009). À ce niveau de sollicitation, le nombre de sites d'amorçage est généralement plus limité; même souvent unique. La déformation plastique cyclique locale est grandement hétérogène, c'est-à-dire qu'elle se concentre à certains endroits isolés et plus faibles dans la microstructure (McDowell, 2007). La forte dépendance du comportement en fatigue avec la microstructure aux endroits critiques ainsi que l'hétérogénéité de la plasticité locale font que la variation statistique est plus grande en HCF et mérite alors d'être étudiée (Hertzberg, 1996; Morel et Flacelière, 2005). L'amorçage de fissure se fait dans plusieurs cas très tard dans la durée de vie et pilote alors la résistance en fatigue (Baïlon et Dorlot, 2000; Gonçalves, Araújo et Mamiya, 2005; McDowell, 2007; Rabbe et Anquez, 2008). La Figure 1.9 montre le plateau dans la courbe S-N qui survient normalement aux alentours de  $10^6$  ou  $10^7$  de cycles pour les aciers. Il s'agit de la limite d'endurance conventionnelle (Hertzberg, 1996; Baïlon et Dorlot, 2000). On sait aujourd'hui que cette contrainte est une limite de non-propagation des microfissures au-delà des premières barrières microstructurales et non une limite de non-amorçage (McDowell, 1996; Banvillet, Palin-Luc et Lasserre, 2003; Doquet, 2009). Il est fréquent en HCF d'observer l'arrêt définitif ou momentané des microfissures de fatigue lorsque les charges sont suffisamment basses à cause notamment de la microstructure, des contraintes résiduelles microscopiques (McDowell, 1996) ou du frottement entre les lèvres de la microfissure (Doquet, 2009).

Les ingénieurs mécaniques ont longtemps pensé qu'aucune rupture ne pouvait survenir en dessous de la limite d'endurance mais plusieurs études plus récentes dans l'histoire de la fatigue ont prouvé le contraire. En effet, en présence de contraintes et déformations plus faibles que les conditions obtenues à la limite d'endurance conventionnelle, il est possible d'observer des ruptures pour la plupart des alliages métalliques à des durées de vie de l'ordre du milliard de cycles (Tanaka et Akiniwa, 2002; Bathias, 2008; Hong *et al.*, 2012, Lai *et al.*, 2012). On atteint alors le domaine de la fatigue gigacyclique (VHCF). Bathias (2008) indique que l'étude de la fatigue gigacyclique est plus récente malgré son importance pratique évidente pour la conception des machines modernes car elle a nécessité le développement de machines d'essai à haute fréquence (jusqu'à 20 kHz) dites piézoélectriques et la mise au point de techniques d'essai particulières. Sohar *et al.* (2008) décrivent en détails l'équipement de test requis (circuit de refroidissement, générateur haute fréquence, transducteur, etc.). Dans ce domaine, la déformation plastique cyclique n'est observée qu'à un ou quelques défauts de la microstructure très isolés qui produisent une concentration des contraintes très locale. Il convient de différencier les domaines HCF et VHCF car pour un alliage donné les mécanismes d'amorçage de fissure sont souvent différents dans les deux cas.

#### **1.4.2 Mécanismes d'amorçage de fissures de fatigue**

Plusieurs mécanismes différents ou leur combinaison peuvent mener à l'endommagement en fatigue d'un matériau mais dans tous les cas le facteur clé est la plastification locale agissant à l'échelle microscopique qui entraîne ultimement l'apparition d'une fissure (Hertzberg, 1996; Cardou, 2006; Doquet, 2009). Avant de passer aux mécanismes spécifiques, il est nécessaire de mentionner que la définition d'une fissure amorcée ne fait pas encore aujourd'hui l'objet d'un consensus dans la littérature. Pour un métallurgiste, la taille d'une fissure amorcée est reliée directement à la taille de la microstructure; en général la taille d'un ou de quelques grains (Hertzberg, 1996). D'un autre côté, l'ingénieur en analyse non-destructive considère qu'une fissure est amorcée lorsque la technique d'inspection arrive à la détecter (Doquet, 2009, Leap *et al.*, 2011). Un ingénieur en structure pourrait de son côté



considérer qu'une fissure est amorcée lorsqu'elle atteint une longueur suffisante pour valider l'utilisation de la mécanique linéaire de la rupture (LEFM) pour les calculs de propagation. Il est donc nécessaire de bien définir dans une étude ce qu'on entend par amorçage d'une fissure.

Les fissures de fatigue s'amorcent classiquement à la surface des pièces pour plusieurs raisons comme indiqué en introduction de cette thèse. C'est pratiquement toujours le cas dans le domaine LCF et souvent pour une bonne partie du domaine HCF également. Dans ces cas, la déformation plastique cyclique se localise après un certain nombre de cycles dans les grains de surface les plus favorablement orientés pour le glissement. On observe alors la formation de bandes de glissement persistantes (BGP). Elles apparaissent dans les plans de glissement orientés pour maximiser la cisssion résolue (Pineau et Bathias, 2008). On dit des bandes qu'elles sont persistantes pour indiquer l'irréversibilité du glissement qui s'y produit; le matériau s'endommage (Hertzberg, 1996). Ces bandes produisent des extrusions et intrusions à la surface; semblables aux marches d'un escalier (Baïlon et Dorlot, 2000). Ces structures causent une concentration de contraintes supplémentaire (Doquet, 2009). Éventuellement, le mouvement et le réarrangement des dislocations dans les BGP font naître une microfissure de surface trangranulaire ou quelques fois intergranulaire sous forte charge (Pineau, 2008). En traction pure, la microfissure fait un angle d'environ  $45^\circ$  avec l'axe de chargement. La direction de cette microfissure est dans ce cas directement reliée à celle d'un plan de glissement favorable du grain où elle s'est amorcée. Les chercheurs appellent cette combinaison de plusieurs mécanismes le stade 1 (Pineau et Bathias, 2008, Doquet, 2009). Ensuite, la microfissure se propage alors à travers quelques grains tout en étant d'abord grandement influencée par la microstructure (fissure courte) pour éventuellement se propager perpendiculairement à l'axe de traction principal de façon pratiquement indépendante par rapport à la microstructure (stade 2 ou fissure longue). La Figure 1.10 illustre les propos précédents.

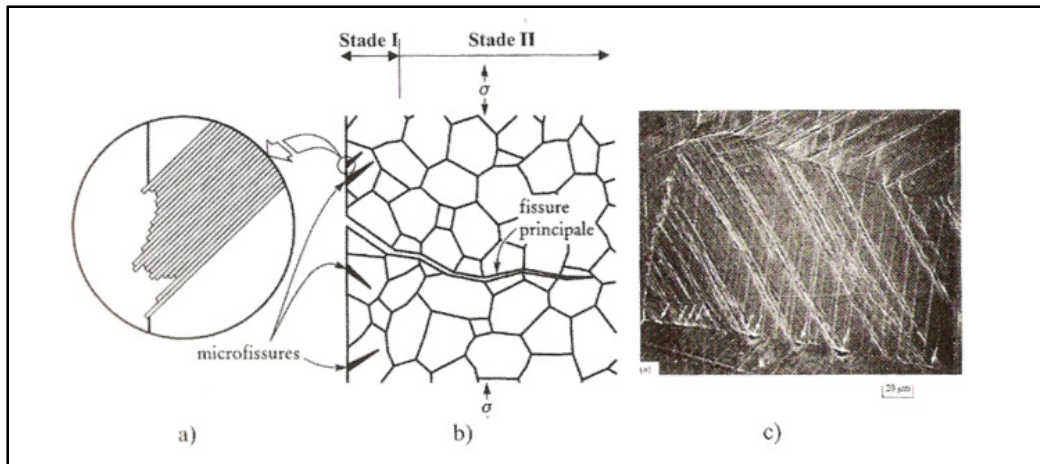


Figure 1.10 Mécanisme d'amorçage de fissure classique en fatigue :  
a) intrusions et extrusions b) stades de fissuration et c) aspect des intrusions et extrusions à la surface d'une éprouvette de cuivre.  
Reproduit et adapté avec l'autorisation de Pineau et Bathias (2008, p.27)

D'un autre côté, dans le domaine VHCF l'amorçage se fait classiquement à l'intérieur de la pièce sur des défauts microstructuraux comme des carbures grossiers, des inclusions non-métalliques, des pores ou tout simplement de gros grains favorablement orientés pour le glissement cristallin (Bathias, 2008; Sohar *et al.*, 2008). Le faciès de rupture typique qui en résulte est dit en « œil de poisson » (Bathias et Paris, 2004; Hong *et al.*, 2012; Lai *et al.*, 2012). Une zone de rugosité plus importante est généralement observable sur le faciès près du défaut microstructural responsable de la rupture au centre de « l'œil » (Chapetti, Tagawa et Miyata, 2003). Cette zone, généralement appelé ODA (*optically dark area*) ou GBF (*granular-bright facet*), a été attribué par certains à la zone où la propagation est affectée par la présence d'hydrogène (Murakami *et al.*, 2000) et par d'autres à un mécanisme de décohésion des carbures (Shiozawa *et al.*, 2006). La Figure 1.11 montre une surface de rupture typique observée au microscope électronique à balayage (MEB) pour les métaux sollicités en fatigue dans ce domaine.

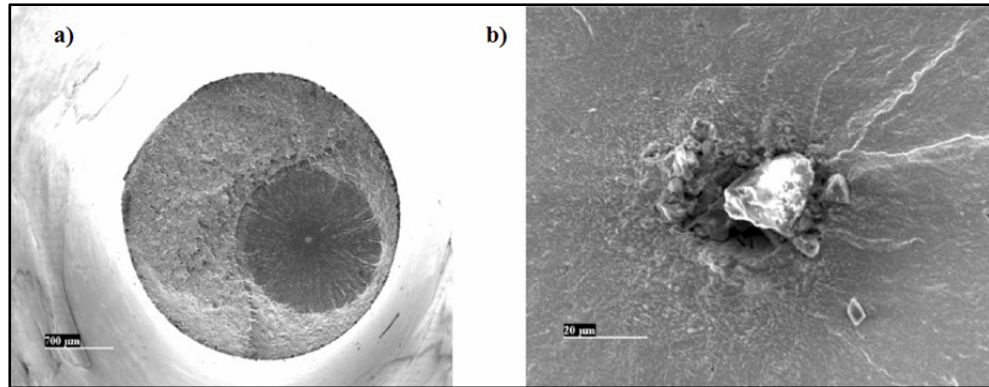


Figure 1.11 a) Faciès en « œil de poisson » typique de la fatigue gigacyclique, b) inclusion se trouvant au centre de « l'œil » (acier 4240, images MEB). Tirée de Bathias et Paris (2004, p.7, chapitre 4)

En fatigue à très grand nombre de cycles les charges ne sont pas assez élevées pour causer de la plasticité cyclique significative. La résistance en fatigue est donc liée aux défauts les plus pénalisants qui causent une concentration de contraintes très locale. La probabilité de trouver ces défauts dans le volume intérieur étant beaucoup plus grande que celle de les trouver à la surface immédiate, l'amorçage est pratiquement toujours observé à l'interne. Lai *et al.* (2012) souligne que les microfissures internes ne se propagent pas aux mêmes vitesses que les fissures de surface notamment car elles sont dans un environnement sous vide. Alfredsson et Olsson (2012) font remarquer que le chargement local à une inclusion est toujours multiaxial même si macroscopiquement la charge est appliquée selon un axe seulement. Plusieurs auteurs soulignent qu'il y a généralement une compétition entre l'amorçage interne et l'amorçage externe à grand nombre de cycles et que l'allure de la Figure 1.9 est en fait le résultat du croisement de deux courbes S-N distinctes chacune associées à des mécanismes différents (Sohar *et al.*, 2008; Ravi Chandran, Chang et Cashman, 2010; Hong *et al.*, 2012, Lai *et al.*, 2012). Shiozawa *et al.* (2006) ont montré qu'une rupture interne en « œil de poisson » peut également survenir à des nombres de cycles plus typiques de la fatigue mégacyclique ( $\approx 10^5$  à  $10^6$  cycles) pour des aciers traités en surface. Le mécanisme d'amorçage est cependant différent dans ce cas car le défaut interne agit comme un simple concentrateur de contraintes local selon eux. Il n'y a pas de zone ODA dans ce cas particulier.

### 1.5 Effet des contraintes résiduelles sur l'amorçage de fissures de fatigue

Il est établi depuis longtemps dans la littérature que les contraintes résiduelles ont un impact significatif sur la phase d'amorçage des fissures en fatigue (Löhe, Lang et Vöhringer, 2002; Sohar *et al.*, 2008; Kanchanomai et Limtrakarn, 2008; Zhang *et al.*, 2011; Leap *et al.*, 2011). Les contraintes de compression peuvent retarder ou empêcher l'apparition de microfissures de fatigue en agissant comme des contraintes moyennes contrebalançant les contraintes appliquées (Korsunsky *et al.*, 2002; James *et al.*, 2007; Coupard *et al.*, 2008). De fortes contraintes résiduelles de compression peuvent également causer l'arrêt de la propagation d'une microfissure (Bertini et Fontanari, 1999). Les contraintes résiduelles de tension ont au contraire tendance à favoriser la formation de microfissures (Webster et Ezeilo, 2001).

Les contraintes résiduelles initiales doivent être stables, c'est-à-dire ne pas être sévèrement relâchées par le chargement cyclique, pour avoir un l'impact escompté sur l'amorçage de fissures de fatigue (Paquet, 2006). Leur effet est donc généralement plus marqué dans les domaines de la fatigue à grand et très grand nombre de cycles (HCF et VHCF) pour lesquels les contraintes et déformations appliquées sont relativement faibles et causent peu ou pas de redistribution des contraintes résiduelles comparativement au domaine LCF (Pineau, 2008; Benedetti, Fontanari et Monelli, 2010; Zhang *et al.*, 2011). Les métaux durs qui possèdent une haute limite d'élasticité profitent généralement plus de l'effet bénéfique des contraintes résiduelles de compression car ces dernières sont plus stables dans ce cas (Lu, 2002; Löhe, Lang et Vöhringer, 2002). Les surcharges peuvent également changer les contraintes résiduelles s'il y a plastification locale d'une zone de la pièce (McClung, 2007; Benedetti, Fontanari et Monelli, 2010). Par exemple, Paquet (2006) a observé une inversion des contraintes résiduelles surfaciques dès les premiers cycles de chargement appliqués sur des éprouvettes traitées par induction. La stabilité des contraintes résiduelles en fatigue est traitée plus en détails au Chapitre 5 de cette thèse.

Almer, Cohen et Moran (2000) ont observé que dans un acier au carbone les contraintes macroscopiques (ordre 1) sont beaucoup plus stables cycliquement que les contraintes

microscopiques. Löhe, Lang et Vöhringer (2002) affirment au contraire qu'en général les contraintes microscopiques sont plus stables cycliquement que les contraintes macroscopiques. Il est également important de noter qu'une contrainte moyenne de cisaillement  $\tau_M$ , si elle n'entraîne pas un dépassement de la limite d'élasticité en torsion, ne semblent pas avoir d'effet sur la limite d'endurance en torsion pure des métaux (s'il y en a une) contrairement à une contrainte normale moyenne  $\sigma_M$  dans un essai en traction ou flexion qui a de son côté un effet très marqué (Papadopoulos *et al.*, 1997; Suresh, 1998; Susmel, Tovo et Lazzarin, 2005).

Les contraintes résiduelles peuvent aussi modifier la position du site d'amorçage de fissure dans certains cas (Löhe, Lang et Vöhringer, 2002). Typiquement, lorsque de fortes contraintes résiduelles de compression sont introduites dans une mince couche en surface par un traitement quelconque (induction, grenaillage, cémentation, etc.), il n'est pas rare d'observer un amorçage en sous-couche à l'intérieur de la pièce au lieu du traditionnel amorçage surfacique (Cavallaro *et al.*, 1995; Komotori *et al.*, 2001; Torres et Voorwald, 2002; Zhang *et al.*, 2011).

Finalement, un autre effet possible des contraintes résiduelles est la modification de l'orientation initiale des microfissures par la modification des tenseurs des contraintes et déformations imposés réellement au matériau. Typiquement, le procédé de fabrication d'une pièce entraîne la formation de contraintes résiduelles selon certains axes qui ne seront pas chargés en service. McClung (2007) indique aussi que les contraintes résiduelles peuvent modifier la géométrie des fissures de façon importante. Cette observation a des implications pratiques très fortes étant donné que les ingénieurs qui font des calculs de propagation de fissure assument presque toujours une fissure initiale de forme théorique du genre semi-elliptique alors qu'elle peut avoir une géométrie nettement plus complexe en réalité.

## 1.6 Fatigue de flexion des engrenages

La fatigue de flexion en creux de dent est une des principales causes de rupture des engrenages en service (Alban, 1985; Woods, Daniewicz et Nellums, 1999). Dans cette optique, la présente thèse s'intéresse à l'effet des contraintes résiduelles dans le cas précis de la fatigue de flexion des engrenages traités par induction. Cette section présente quelques généralités sur ce type de rupture ainsi que les quelques approches proposées dans la littérature pour modéliser cet amorçage en flexion.

### 1.6.1 Généralités

La fatigue de flexion cause environ un tiers des ruptures des engrenages en service (Alban, 1984). La région critique est toujours du côté tension et en creux de dent car c'est à cet endroit que la concentration des contraintes est maximale (Fernandes, 1996). La géométrie du creux de dent dépend de l'outil utilisé pour fabriquer la roue et influence cette concentration de contraintes (Spitas, Costopolous et Spitas, 2005). La position critique dans l'engrènement où les contraintes de flexion sont maximales est généralement le plus haut point de contact simple (*highest point of single tooth contact* ou HPSTC). En fait, cette position correspond au plus haut point de contact sur le flanc de dent où une seule paire de dent supporte toute la charge à elle seule; c'est-à-dire juste avant qu'une deuxième paire commence elle aussi à entrer en contact et donc à supporter une partie de la charge. Le chargement en creux de dent est multiaxial, parfaitement proportionnel en surface et le rapport des contraintes  $R$  est nul si on ne considère que les charges appliquées lors de l'engrènement (Lalonde, 2008; Gasparini *et al.*, 2009). Les fissures initiales se propagent généralement de façon perpendiculaire à la surface causant une perte de rigidité progressive de la dent.

Les contraintes résiduelles ont un grand effet sur la résistance à ce type d'endommagement (Albertini *et al.*, 2000; Shaw *et al.*, 2003). L'amorçage se fait généralement dans la portion du creux de dent ayant une tangente d'environ  $30^\circ$  avec la verticale (Kramberger *et al.*,

2004), soit à la surface immédiate ou à une inclusion très près de cette dernière (Rao et McPherson, 2003). Dans le cas des engrenages traités superficiellement, des ruptures amorcées sous la surface sont aussi possibles étant donné l'augmentation locale des propriétés et la présence de contraintes résiduelles de compression en surface (Cavallaro *et al.*, 1995).

### 1.6.2 Approches de modélisation existantes en amorçage

Traditionnellement, les ingénieurs mécaniques en industrie utilisent des méthodes empiriques basées sur les normes AGMA en Amérique du Nord ou ISO en Europe pour éviter l'amorçage des fissures de fatigue de flexion. Le principe est de calculer une charge appliquée et de s'assurer que cette dernière reste inférieure à la charge admissible. À titre d'exemple, la norme ANSI/AGMA 2001-D04 recommande la formule suivante :

$$W_T K_O K_V K_S \frac{1}{bm} \frac{K_M K_B}{J} \leq \frac{s_{AT} Y_N}{S_F K_T K_R} \quad (1.3)$$

où :

$W_T$  = force transmise tangentiellement

$K_O$  = facteur de surcharge en service

$K_V$  = facteur dynamique (erreur de transmission, débalancement, désalignement, résonance, etc.)

$K_S$  = facteur de taille reflétant la non-uniformité des propriétés matériau

$b$  = largeur de dent

$m$  = module de l'engrenage

$K_M$  = facteur de distribution de charge (contact non-uniforme causé par des erreurs de fabrication, déflexion sous charge, variation d'assemblage, distorsions thermiques, etc.)

$K_B$  = facteur d'épaisseur de jante (pour tenir compte de la diminution de résistance avec une jante mince)

$J$  = facteur géométrique en flexion

$s_{AT}$  = contrainte de flexion admissible en creux de dent

$Y_N$  = facteur correctif pour un nombre de cycles différent de  $10^7$

$S_F$  = facteur de sécurité en flexion

$K_T$  = facteur de température de l'huile en service

$K_R$  = facteur de fiabilité pour ajuster la probabilité de rupture voulue

Ce type d'approche est largement utilisé vu la facilité d'application et la prise en compte de plusieurs facteurs. Par contre, ces équations ne couvrent pas bien les cas des engrenages traités superficiellement. Par exemple, pour les engrenages traités par induction cette norme ne fait que la différence entre les cas durcis au creux (type A) ou non (type B). Cette définition semble un peu trop simplifiée et vague ne contenant aucune information sur les variables du procédé notamment. De plus, les contraintes résiduelles n'apparaissent nulle part explicitement et l'amorçage en sous-couche n'est pas considéré. Le succès de l'application de cette méthode dépend fortement de l'expérience de l'industriel qui tente d'ajuster les coefficients de l'équation précédente le mieux possible. Étant donné que les traitements superficiels sont maintenant appliqués à la presque totalité des engrenages en automobile et en aéronautique, des chercheurs ont donc tenté de modéliser plus finement l'amorçage des fissures de flexion en creux de dent des engrenages au cours des dernières années.

Benedetti *et al.* (2002) ont essayé de prédire la limite d'endurance en flexion d'engrenages cémentés avec ou sans grenailage en utilisant une relation empirique pour la résistance locale fonction de la dureté et le critère multiaxial de Sines qui s'exprime comme suit :

$$\sqrt{J_{2A}} + \alpha \sigma_{HMOY} \leq \beta \quad (1.4)$$

Le premier terme du critère décrit le cisaillement en se basant sur l'amplitude du deuxième invariant du tenseur des contraintes déviatorique. Les termes  $\sigma_{HMOY}$ ,  $\alpha$  et  $\beta$  sont respectivement la contrainte hydrostatique moyenne et deux paramètres du matériau. Ce type de critère de fatigue sera traité en détails au Chapitre 5. Ces auteurs ont calculé les contraintes appliquées par la méthode des éléments finis (2D en contrainte plane) et ont essayé de trouver la charge limite pour éviter le domaine de rupture si ces contraintes appliquées étaient superposées aux contraintes résiduelles mesurées. Notons que les contraintes résiduelles mesurées par DRX ont été corrigées pour enlèvement de matière avec les formules des plaques de Moore et Evans (1958), ce qui représente une grossière approximation pour un creux de dent d'engrenage (Hornbach, Prevéy et Mason, 1995). Ces auteurs comparent alors la contrainte équivalente de Sines à une estimation de la limite



d'endurance locale. Cette approche a le mérite de tenter de considérer les contraintes résiduelles par l'entremise de  $\sigma_{HMOY}$  et le gradient de propriété d'un engrenage durci superficiellement. L'amorçage sous la surface est considéré et la stabilité des contraintes résiduelles a été vérifiée expérimentalement pour le domaine de sollicitation étudié. Ces chercheurs ont observé des différences entre les limites d'endurance prédites par le modèle et celles obtenues par des essais expérimentaux sur de vrais engrenages de l'ordre de 50 MPa pour les engrenages cimentés et de 200 MPa pour les engrenages cimentés et grenaillés.

D'un point de vue critique, le critère de Sines est un classique parmi les critères basés sur les invariants mais son utilisation est questionnable. En effet, ce critère implique que le ratio de la limite de fatigue en torsion et de celle en flexion complètement renversée est une constante pour tous les matériaux (ce qui s'avère être faux expérimentalement) et requiert souvent l'utilisation d'une relation empirique de type Goodman pour estimer les paramètres du critère (Papadopoulos *et al.*, 1997; Benedetti *et al.*, 2002). Le critère de Crossland, identique à celui de Sines sauf au niveau de l'utilisation de  $\sigma_{HMAX}$  au lieu de  $\sigma_{HMOY}$ , permet d'éviter ces deux problèmes (Crossland, 1956; Papadopoulos *et al.*, 1997). Mentionnons aussi que plusieurs autres critères plus performants existent dans la littérature comme les approches énergétiques plus récentes (Banvillet, Palin-Luc et Lasserre, 2003) ou les approches mésoscopiques (Papadopoulos *et al.*, 1997; Morel, 2000 et 2002). L'application d'un tel critère de fatigue multiaxiale au cas d'une dent d'engrenage en flexion sera discutée au Chapitre 5.

Dans le même ordre d'idées, Kramberger *et al.* (2004) ont proposé une approche de modélisation de l'amorçage et de la propagation de fissures dans des engrenages d'acier homogène, isotrope et considéré sans défaut. Ces auteurs calculent les contraintes appliquées avec une charge au HPSTC par la méthode des éléments finis (2D en déformation plane) comme illustré à la Figure 1.12.

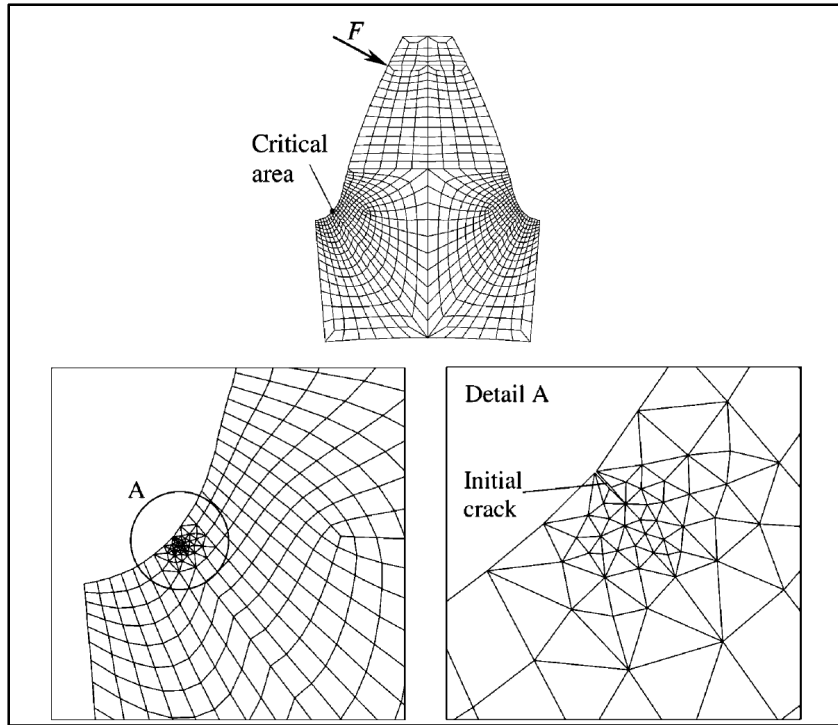


Figure 1.12 Modélisation par éléments finis d'une fissure de fatigue de flexion. Reproduit et adapté avec l'autorisation de Kramberger *et al.* (2004, p.2265 et 2266)

Pour la portion amorçage, ce modèle utilise une approche basée sur les déformations classique (équation de Basquin-Coffin-Manson) :

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{\sigma_f'}{E} (2N_i)^b + \varepsilon_f' (2N_i)^c \quad (1.5)$$

Il est important de noter que cette équation est généralement utilisée pour calculer le nombre total de cycles à la rupture  $N_{TOT}$  (Suresh, 1998) et n'est acceptable pour estimer le nombre de cycles à l'amorçage  $N_i$  que si les paramètres du matériau ont été déterminés avec des courbes d'amorçage; ce qui n'est pas clairement énoncé dans cet article. De plus, cette équation a été développée pour le domaine de fatigue à faible nombre de cycles et son application pour des engrenages en domaine d'endurance peut être remise en question (Cardou, 2006; Lalonde, 2008). En fait, le deuxième terme du membre de droite représente la déformation plastique et

sera donc pratiquement nul pour les engrenages en fatigue à grand nombre de cycles. Notons également que cette équation ne tient aucunement compte des contraintes résiduelles présentes au site d'amorçage. De plus, en creux de dent le chargement est multiaxial. Hors, les auteurs n'expliquent pas s'ils ont utilisé uniquement une composante de l'état des contraintes ou une déformation équivalente calculée avec un critère de type von Mises par exemple pour traiter l'aspect multiaxial du chargement comme d'autres auteurs l'ont fait (Baragetti et Tordini, 2011). Encore une fois, seul l'amorçage surfacique est considéré. Ces auteurs comparent les prédictions du modèle (amorçage et propagation) avec des données expérimentales sur le nombre de cycles  $N_{TOT}$  rendant impossible une évaluation de l'efficacité de la portion amorçage du modèle.

Podrug, Jelaska et Glodež (2008) ont également utilisé des approches basées sur les déformations considérant soit un mode d'endommagement dominé par la contrainte normale maximale ou le cisaillement maximal pour prédire l'amorçage en creux de dent. Ces travaux ne considèrent pas non plus explicitement les contraintes résiduelles, les gradients de microstructure ou l'aspect multiaxial du chargement en pied de dent.

Lalonde (2008) a lui proposé une approche 2D basée sur une version modifiée de la méthode de la ligne critique utilisant un critère d'amorçage combinant les contraintes normales et de cisaillement et la méthode des équations frontières. Notons que la méthode de la ligne critique a été développée au départ pour modéliser l'amorçage près d'un concentrateur de contraintes dans un matériau homogène (Susmel, 2008). Cette étude était axée sur la propagation de fissure de flexion dans les engrenages et l'idée était donc plus de calculer une fissure amorcée réaliste pour débiter les calculs de mécanique de rupture. Ces travaux considéraient l'amorçage en surface dans des engrenages droits sans contraintes résiduelles. L'acier était considéré homogène, isotrope et sans défaut. À partir des contraintes appliquées à la position critique de l'engrènement (plus haut point de contact simple), la démarche proposée permettait de calculer la position de la fissure initiale, son orientation, sa taille (avec la mécanique de la rupture) et le nombre de cycles à l'amorçage  $N_i$  par une approche de type courbe S-N. Cette méthode n'est malheureusement pas applicable dans le cas des

engrenages traités par induction comportant des gradients de contraintes résiduelles, de dureté et de microstructure.

Wang *et al.* (2010) ont publié récemment quelques résultats de prédiction de la durée de vie en fatigue d'engrenages en acier sans traitement superficiel. Ces auteurs ont comparé des résultats expérimentaux aux prédictions de trois critères de fatigue multiaxiale : cisaillement maximal (aucune référence dans l'article), McDiarmid (1991 et 1994) et Findley (1958). Ils rapportent les contraintes équivalentes sur une courbe S-N du matériau pour estimer le nombre de cycles total à la rupture. L'amorçage et la propagation ne sont donc pas distingués dans le modèle. Plusieurs points ne sont pas précisés dans cet article; notamment aucun détails n'est donné sur le dispositif expérimental de flexion des engrenages ni sur le modèle d'éléments finis utilisé pour calculer les contraintes appliquées. Les erreurs sur la durée de vie totale entre les prédictions du modèle et les mesures expérimentales varient grandement de 11 à 233 %.

Olmi, Comandini et Freddi (2010) ont de leur côté proposé deux approches de modélisation pour la fatigue de flexion d'engrenages grenailés. Ils ont d'abord calculé les contraintes appliquées au creux de dent pour leur banc d'essai en flexion à l'aide de la méthode des éléments finis (3D). Les contraintes résiduelles mesurées ont ensuite été superposées directement aux contraintes appliquées pour obtenir les contraintes totales. Notons que les contraintes résiduelles mesurées ont encore une fois ici été corrigées de façon très approximative par les formules de Moore et Evans (1958). De plus, cette approche suppose implicitement qu'il n'y aura aucun relâchement des contraintes résiduelles lors de la sollicitation en fatigue; hypothèse qui peut être discutée au vu de la tendance de redistribution cyclique assez commune pour des pièces grenillées (McClung, 2007). La première approche proposée est d'utiliser une relation pour la limite d'endurance locale fonction du gradient de contraintes et de corriger la valeur obtenue avec une relation uniaxiale de type Goodman pour tenir compte de l'effet d'une contrainte moyenne. Cette façon de faire est approximative car le chargement est multiaxial en creux de dent. Les contraintes résiduelles interviennent donc dans les calculs du gradient réel de contraintes et

de la contrainte moyenne. Les calculs ne sont faits que pour la surface et ne considèrent donc pas l'amorçage interne. Les auteurs ont observé une erreur moyenne de 4 % par rapport aux limites d'endurance expérimentales avec cette approche. La deuxième approche proposée dans cet article utilise la théorie des distances critiques pour estimer la limite d'endurance en flexion de la dent. Certaines hypothèses fondamentales de cette méthode n'étant pas respectée dans ce cas, les erreurs observées varient de 20 à 30 %. Les auteurs n'ont pas utilisé la version multiaxiale de la méthode de la distance critique telle que proposée dans la littérature pour ce genre de cas (Susmel, 2008).

## **1.7 Synthèse générale de la revue de littérature**

La revue de littérature a permis de mettre en relief le fait que les contraintes résiduelles sont présentes dans la grande majorité des composantes mécaniques. Ces contraintes possèdent des caractéristiques particulières (auto-équilibre, multiaxialité, etc.) et sont fondamentalement causées par des incompatibilités entre différentes régions d'une pièce ou des phases distinctes du matériau.

Le traitement superficiel par induction génère des profils de microdureté et contraintes résiduelles bien spécifiques (compression en zone durcie suivie par de la tension sous la couche durcie). Ces contraintes résiduelles d'induction sont causées par les forts gradients thermiques transitoires ainsi que par l'augmentation de volume locale associée au changement de phase. Certains auteurs affirment qu'il existe un lien entre la forme du profil de microdureté et celui des contraintes résiduelles. L'impact des différents paramètres du procédé d'induction et du matériau utilisé sur ces contraintes résiduelles a été étudié par quelques chercheurs par des méthodes numériques et expérimentales mais presque exclusivement sur des géométries simples. Le point principal à retenir de ces études est qu'à profondeur durcie égale, deux pièces traitées par induction peuvent présenter des contraintes résiduelles significativement différentes et que la préchauffe apparaît comme un moyen efficace de produire plus de compression en surface tout en adoucissant le pic de tension interne.

Les différentes méthodes de mesure des contraintes résiduelles existantes sont classées en trois familles : destructives, semi-destructives et non-destructives. Chaque méthode possède des limitations et il est donc intéressant d'en combiner plusieurs à la fois. La méthode des contours ainsi que la diffraction de rayons X semblent être deux méthodes complémentaires et adaptées aux besoins de la présente étude.

La fatigue est encore aujourd'hui une des principales causes de défaillance des machines. On reconnaît généralement la présence de trois grands domaines de sollicitations qui sont différenciables par le nombre de cycles à la rupture et les mécanismes d'endommagement à l'œuvre. Il est clairement établi que les contraintes résiduelles peuvent avoir un effet important sur la phase d'amorçage en fatigue. En réalité, elles agissent souvent comme des contraintes moyennes qui se superposent aux contraintes appliquées en service. Les contraintes de compression sont généralement considérées comme étant bénéfiques contrairement à celles de tension. Leur présence peut notamment modifier la position du site d'amorçage ainsi que la forme de la microfissure initiale. Elles semblent avoir un effet plus marqué pour les sollicitations dans les domaines de la fatigue mégacyclique ou gigacyclique car leur redistribution cyclique est moindre ou nulle dans ces cas.

En terminant, la fatigue de flexion est un des modes principaux de défaillance des engrenages. Le point critique se situe généralement en pied de dent du côté tension et où la tangente au profil fait un angle de  $30^\circ$  avec la verticale. Plusieurs approches sont proposées dans la littérature pour prédire l'amorçage des fissures de fatigue. L'approche la plus commune est l'utilisation de normes empiriques mal adaptées pour les roues traitées en surface. En revanche, certains auteurs ont proposé des méthodes de calcul basées sur des critères de fatigue uniaxiaux ou multiaxiaux incorporant parfois les contraintes résiduelles et la possibilité d'un amorçage interne mais sous certaines hypothèses parfois très limitatives ou approximatives pour le cas de l'induction. Aucune de ces approches ne répond pleinement aux besoins de la présente étude.

## **CHAPITRE 2**

### **CONTEXTE DE L'ÉTUDE**

Le Chapitre 1 a permis de résumer l'état des connaissances actuelles sur les thèmes reliés directement à la présente thèse. Ce chapitre explique tout d'abord la provenance de la problématique de recherche et ensuite comment celle-ci se positionne par rapport aux études antérieures. Cette explication permet de comprendre l'importance du projet d'un point de vue scientifique et industriel. Les objectifs du doctorat sont ensuite clairement énoncés. Pour finir, la structure adoptée dans le reste de la thèse est décrite afin de guider le lecteur.

#### **2.1 Mise en contexte de la problématique**

La présente étude porte sur les pièces traitées superficiellement par induction telles qu'utilisées chez le partenaire industriel du projet (PWC). Il convient d'abord de décrire la gamme de fabrication typique pour ces pièces. L'acier brut subit d'abord un durcissement global au four qui permet l'obtention de propriétés (microstructure, microdureté, etc.) relativement uniformes partout dans la pièce. Dans le cas des engrenages, un premier usinage d'ébauche permet de tailler les dents tout en laissant une certaine surépaisseur qui sera enlevée par la suite. Notons que la surépaisseur utilisée à cette étape est assez large actuellement car elle a été déterminée historiquement par l'industriel en fonction de l'expérience acquise sur les roues cémentées qui présentent généralement des distorsions plus importantes. Le traitement superficiel par induction est ensuite appliqué sur la pièce résultante causant la formation d'une phase martensitique très dure en surface, la génération de contraintes résiduelles et de distorsions et la production d'une légère oxydation de surface si le traitement est fait à l'air libre. Les engrenages ainsi traités subissent en général un revenu au four tout de suite après l'induction afin de rendre la martensite moins fragile. Une partie des contraintes résiduelles est potentiellement relâchée du même coup. Finalement, un procédé d'usinage final, généralement la rectification, est utilisé pour enlever la surépaisseur laissée par l'usinage antérieur et permet ainsi d'enlever la mince couche oxydée, de reprendre les distorsions et d'améliorer le fini de surface aux endroits critiques pour la tenue en fatigue.

Le chapitre précédent a montré que les études publiées dans la littérature rapportent un effet important des paramètres d'induction sur les contraintes résiduelles obtenues après traitement. Par contre, ces études portent principalement sur des chauffes mono-fréquence et sur des géométries simples. Il y a un manque de données évident concernant les contraintes résiduelles obtenues par des recettes de traitement plus complexes en multi-fréquences simultanées et séquentielles qui sont rendues possibles avec les générateurs plus récents comme celui de l'ÉTS. De plus, l'effet bénéfique d'une préchauffe qui est relaté dans la littérature n'a pas été vérifié pour des géométries complexes comme les roues dentées. Ces données seraient utiles pour à la fois cibler les meilleurs types de traitement et pour fournir des points de comparaison avec d'éventuels modèles de prédiction. La littérature ne permet pas non plus de statuer hors de tout doute sur le type de recette d'induction le plus approprié pour augmenter la résistance en fatigue des engrenages. De plus, la presque totalité des résultats de contraintes résiduelles présentés dans cette dernière ont été obtenus par diffraction de rayons X. Or, il serait intéressant d'appliquer d'autres méthodes basées sur des principes différents afin de permettre une validation ou tout simplement pour fournir un autre moyen de vérification.

Il est reconnu dans l'industrie que le traitement superficiel par induction améliore les performances en fatigue des engrenages. Cependant, comme dans le cas des autres traitements superficiels, la contribution relative de l'augmentation de dureté et des contraintes résiduelles de compression à la résistance en fatigue n'est pas clairement établie. Un des points clés pour garantir l'effet des contraintes résiduelles sur la fatigue est leur stabilité au fil des cycles. En effet, si ces dernières sont relâchées rapidement lors des premiers cycles de chargement leur effet sur le comportement en fatigue sera probablement faible. Or, la stabilité cyclique des contraintes résiduelles a été étudiée largement pour des traitements comme le grenaillage mais pratiquement pas pour l'induction. Les mécanismes entraînant la formation de contraintes résiduelles étant différents dans ce cas, il est probable que le comportement cyclique le soit également.



Les engrenages en aéronautique sont généralement conçus selon une philosophie appelée *safe-life* où l'on considère que le matériau est initialement dépourvu de défaut. On retire la roue du moteur à la fin de sa durée de vie considérée comme étant sécuritaire (entre 30 à 100 millions de cycles). Il faut noter qu'en service il y a une compétition et parfois une synergie entre les différents modes d'endommagement de l'engrenage (fatigue de flexion, fatigue de contact, usure, etc.). Une fissure de fatigue n'est pas admissible dans ce contexte car elle nuit au bon fonctionnement de la pièce (perte de rigidité de la dent, surcharge de la dent suivante, vibration excessive, etc.) et risque d'entraîner la défaillance du système de transmission. Ainsi, le dimensionnement des engrenages aéronautiques se réduit généralement à prévenir l'amorçage d'une fissure de fatigue. De plus, lors de la mise en service d'un engrenage dans un moteur d'aéronef le chargement est globalement élastique (les déformations plastiques sont négligeables à l'échelle macroscopique) en régime de fonctionnement normal et les durées de vie extrêmement importantes. Globalement, le domaine de sollicitation de ces composantes est donc la fatigue à grand nombre de cycles (HCF) ou même à très grand nombre de cycles (VHCF).

Un travail de maîtrise complété dans le cadre du même projet CRIAQ que la présente thèse a porté sur l'étude expérimentale de la résistance en flexion de roues dentées traitées par induction (Austin, 2011). Dans cette étude, neuf recettes d'induction incluant des chauffeuses complexes en bi-fréquences ont été testées et comparées en fatigue de flexion. Néanmoins, les roues dentées n'ont pas été fabriquées avec de l'acier de grade aéronautique et n'ont pas subi de rectification suite au traitement par induction. Le fini de surface de ces roues au creux de dent était donc de moins bonne qualité que celui des roues réelles utilisées dans les turbomoteurs. De plus, les recettes d'induction ont été comparées à deux niveaux de charge dans le domaine de fatigue à faible nombre de cycles (LCF). En réalité, la grande majorité des tests se sont terminés aux alentours de  $10^4$  à  $10^5$  cycles. Pour ces raisons, les conclusions de cette étude sont limitées par rapport à l'utilisation réelles des engrenages induits en service. D'autres essais de fatigue à grand nombre de cycles sur des engrenages en acier de qualité aéronautique ayant subi la même gamme de fabrication que les pièces réelles sont donc nécessaires.

Pour la fatigue de flexion, la méthode actuellement utilisée chez le partenaire industriel pour déterminer la limite d'endurance en flexion combine un calcul empirique basé sur les normes traditionnelles présentées au premier chapitre à de coûteuses campagnes expérimentales sur des bancs d'essai pour s'assurer que les engrenages auront la durée de vie désirée dans le turbomoteur. Les industriels ne savent pas présentement comment considérer les contraintes résiduelles et les gradients de propriétés (microstructure, microdureté, etc.) dans le calcul des engrenages traités par induction. Ceci est vrai pour les deux principaux modes de défaillance des engrenages : la fatigue en flexion des creux de dent (*tooth bending fatigue*) et la fatigue de contact des flancs de dent (*pitting*). Un des grands défis posés actuellement par les engrenages induits est de pouvoir prédire s'il y a risque d'amorçage sous la surface connaissant le chargement appliqué et le traitement par induction. Or, l'amorçage en fatigue interne qui apparaît parfois pour les pièces traitées en surface n'est pas couvert par les normes AGMA ou ISO qui sont utilisées en industrie.

La revue de littérature a permis d'identifier d'autres approches existantes pour prédire l'amorçage en fatigue de flexion des engrenages. Cependant, dans la majorité des cas l'amorçage de fissure interne n'est pas non plus couvert par les modèles proposés. Les contraintes résiduelles et plus spécifiquement leur stabilité sous sollicitation cyclique ne sont pas considérées dans plusieurs études. Notons que toutes les études ayant inclu les contraintes résiduelles mesurées par DRX en creux de dent ont utilisé les corrections pour enlèvement de matière classiques pour les plaques qui sont clairement inappropriées pour cette géométrie complexe comme il sera démontré dans cette thèse. De plus, les modèles proposés sont pratiquement tous du type 2D (calculs à mi-épaisseur de la denture) et ne peuvent donc considérer les variations de contraintes résiduelles et de profondeur durcie le long de l'épaisseur qui sont typiques en induction à cause des effets de bord. Il faut noter également que les critères de fatigue utilisés jusqu'à maintenant dans la littérature sont soit inadaptés au domaine de fatigue à grand nombre de cycles, soit inappropriés vu la multiaxialité du chargement, soit inapplicables pour des pièces comportant des gradients de propriétés ou tout simplement imprécis par rapport aux critères plus récents. En résumé,

aucune approche proposée dans la littérature n'est pleinement satisfaisante dans le cadre de la fatigue de flexion à grand nombre de cycles des engrenages traités par induction.

## **2.2 Problématique**

À la lumière de l'étude de la littérature et de la mise en contexte de la section précédente, la problématique du doctorat proposée consiste donc à étudier les contraintes résiduelles générées lors de traitements par induction complexes et de montrer leurs effets sur l'amorçage de fissures de fatigue de flexion dans des engrenages aéronautiques. Plus spécifiquement, le premier volet de cette thèse porte sur la mise en place et la comparaison d'outils de mesure des contraintes résiduelles sur des pièces d'acier traitées par induction. Le deuxième volet vise à montrer les effets possibles de ces contraintes résiduelles sur la résistance en flexion d'engrenages droits expérimentalement par l'entremise d'essais de flexion dent-par-dent sur un banc d'essai conçu sur mesure pour le projet CRIAQ et numériquement par l'entremise d'une modélisation par éléments finis et d'une routine de calcul de fatigue multiaxiale incorporant les contraintes résiduelles et les gradients de propriétés.

## **2.3 Objectifs de recherche**

Les deux objectifs principaux sont :

- Quantifier l'impact des paramètres du procédé de traitement superficiel par induction multi-fréquences sur les contraintes résiduelles introduites dans des géométries cylindriques simples et des engrenages droits.
- Proposer et tester une approche de modélisation déterministe pour prédire la limite d'endurance en flexion simple des engrenages induits en tenant compte des contraintes résiduelles mais aussi des gradients de propriétés en couche durcie (microstructure, microdureté, etc.).

Les objectifs secondaires sont les suivants :

- Montrer l'influence relative de l'augmentation de la microdureté et des contraintes résiduelles sur l'amélioration de la tenue en fatigue de flexion des engrenages induits.
- Étudier la stabilité des contraintes résiduelles dans les engrenages induits sous sollicitation cyclique représentative d'un chargement réel.
- Cibler les types de traitement par induction les plus prometteurs pour la résistance à la fatigue en général.

## **2.4 Structure de la recherche**

La méthodologie proposée dans ce doctorat comporte trois parties principales qui font chacune l'objet d'un chapitre : mise en place et validation des méthodes de mesure de contraintes résiduelles, campagnes de mesures des contraintes résiduelles dans des disques et engrenages et finalement étude de la fatigue de flexion de roues induites.

La première partie visera à développer la méthode des contours ainsi que la diffraction de rayons X sur des disques traités par induction. Cette partie du travail s'attaquera aux principales difficultés de l'application de ces techniques à des pièces induites et fera ressortir les forces et faiblesses des deux méthodes avec ce cas difficile.

La deuxième partie concernera la mesure de contraintes résiduelles dans des disques minces et des engrenages droits traités par induction en utilisant les deux méthodes de mesure mise en place en première partie. Les difficultés posées par la géométrie plus complexe de la roue dentée seront adressées. Cette partie permettra de montrer l'impact de différents types de traitement par induction sur les contraintes résiduelles obtenues près de la surface des disques ou dans des dents d'engrenage et donc de répondre au premier objectif principal.

La troisième partie de la thèse traitera de la fatigue de flexion simple des roues induites. Le premier volet sera la mise en place expérimentale d'essais de flexion sur des roues dentées.

Tout d'abord, les déformations appliquées en creux de dent seront évaluées en fonction des paramètres mesurés par le banc d'essai. Ensuite, des expériences permettant d'étudier l'évolution des contraintes résiduelles au fil des cycles de chargement dans la région critique pour la fatigue de flexion seront mises en place. Ces informations disponibles, les essais de fatigue en flexion pourront être conduits afin d'associer une limite d'endurance expérimentale à des recettes d'induction différentes pour lesquelles les contraintes résiduelles ont été mesurées au préalable. Ces essais mettront en relief l'impact des types de traitement par induction sur la résistance à la fatigue de flexion. Le deuxième volet de cette troisième partie exposera une approche pour incorporer les contraintes résiduelles et les profils durcis dans le calcul de la limite d'endurance en flexion simple des roues traitées par induction. Il permettra ainsi de répondre au deuxième objectif principal de la thèse. La précision de l'approche sera évaluée en comparant les prédictions du modèle au niveau des sites d'amorçage et des limites d'endurance avec les essais de flexion effectués au premier volet. Finalement, le modèle ainsi validé servira pour aider à la compréhension des conditions entraînant l'amorçage interne et pour mieux comprendre l'influence relative de l'augmentation de la microdureté et des contraintes résiduelles sur la fatigue.



## CHAPITRE 3

### MISE EN PLACE DES MÉTHODES DE MESURE DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES DANS DES PIÈCES TRAITÉES PAR INDUCTION

Ce chapitre porte sur la mise en place de deux méthodes pour la mesure des contraintes résiduelles dans des disques traités par induction. Les techniques de mesure sont développées et testées sur ces géométries simples afin de pouvoir mieux les appliquer par la suite à des roues dentées plus complexes. Les résultats obtenus sur ces disques permettent de mettre en évidence les limitations et les particularités de chaque méthode.

#### 3.1 Descriptions préliminaires

Avant de passer aux méthodes de mesure des contraintes résiduelles, il convient d'abord de décrire la géométrie des disques, la machine à induction, le matériau, les traitements thermiques initiaux, les traitements par induction préliminaires pour les essais de ce chapitre ainsi que les variations de microstructure observées dans une couche durcie.

##### 3.1.1 Géométries des échantillons et montage de chauffe par induction

Les deux géométries de disque utilisées dans le cadre de ce projet sont présentées au Tableau 3.1. Les dimensions de ces disques ont été sélectionnées afin de pouvoir utiliser directement les inducteurs disponibles à l'ÉTS. Elles sont tout à fait comparables à celles des pièces industrielles réelles de PWC.

Tableau 3.1 Dimensions nominales des disques utilisés

Diamètre extérieur (mm)	Diamètre intérieur (mm)	Épaisseur (mm)
48	13,5	6
106	13,5	7

Tous les traitements de surface par induction sont réalisés à l'aide de la machine de chauffe bi-fréquence EFD® du laboratoire d'induction. La Figure 3.1 présente un schéma simplifié du montage et permet d'introduire certains termes qui seront utilisés tout au long de la thèse.

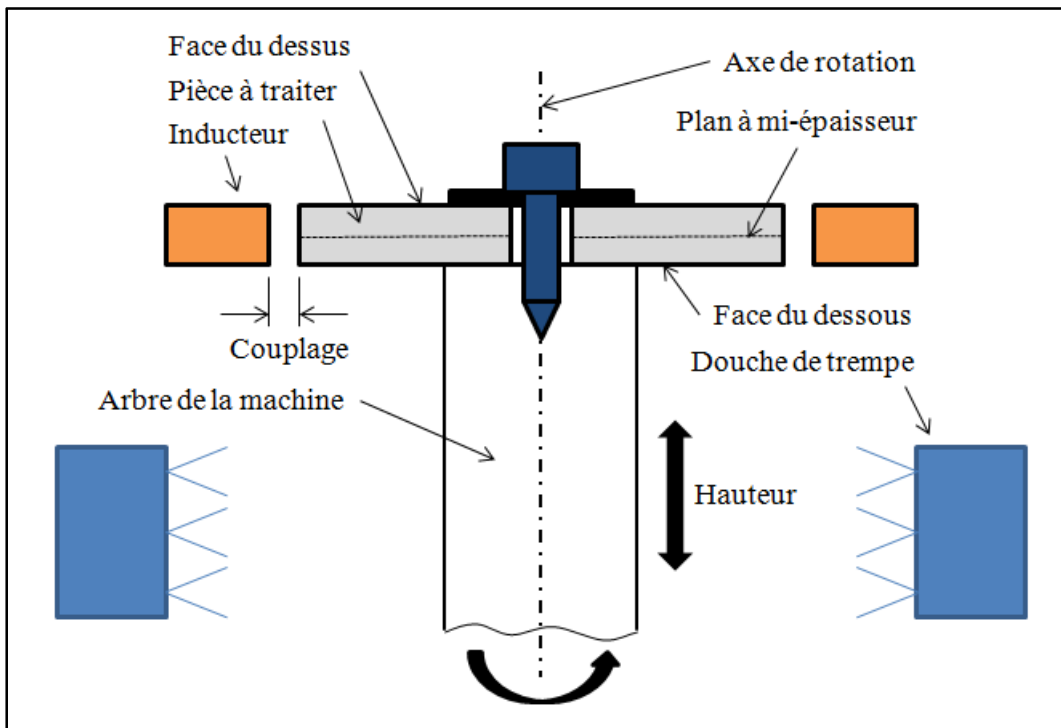


Figure 3.1 Schéma général en vue de coupe du montage de chauffe par induction

Cette machine possède un générateur à moyenne fréquence (10 kHz) et un générateur à haute fréquence (environ 200 kHz) qui peuvent être utilisés en mode séquentiel ou simultané pour une puissance totale combinée d'environ 1 MW. La fréquence du générateur à moyenne fréquence (MF) est pratiquement constante dans toutes les conditions mais celle du générateur à haute fréquence (HF) s'adapte en fonction de la configuration pièce/inducteur utilisée (Blut, 2010). Les inducteurs sont faits de cuivre et ont des sections rectangulaires refroidies à l'eau. Ils ont la même épaisseur nominale que les disques et des diamètres internes de 51 et 110 mm respectivement. Tous les paramètres principaux de la machine sont mesurés et enregistrés en temps réel pendant le traitement par le système RTM® intégré au contrôleur. Les recettes d'induction sont exécutées à partir de programmes et les cycles de chauffe sont donc parfaitement répétables. À la fin de la chauffe, la pièce descend rapidement



dans la douche de trempe située sous l'inducteur pour être refroidie tout en tournant à une vitesse de rotation plus faible que lors la chauffe. Le liquide de trempe utilisé dans le cadre de cette thèse est de l'eau additionnée d'un liquide polymérique industriel (12 %vol.). Le pourcentage de polymère dans l'eau est contrôlé à l'aide d'un réfractomètre.

Les pièces à traiter sont fixées avec un jeu fonctionnel faible sur l'arbre de la machine et l'assemblage est centré visuellement par rapport à l'inducteur. Les pièces doivent tourner pendant les chauffes afin de s'assurer d'une distribution de température la plus uniforme possible. La hauteur des pièces par rapport à l'inducteur est réglée au préalable à l'aide d'un comparateur à cadran ayant une précision d'environ  $\pm 20 \mu\text{m}$ . Cela permet un positionnement symétrique dans l'inducteur et donc une profondeur durcie symétrique sur les faces du dessus et du dessous. Il faut noter que les inducteurs utilisés présentent des défauts de forme importants. Pour pallier ce problème, les mesures de hauteur relative pièce vs inducteur sont faites en quatre points distancés les uns des autres de  $90^\circ$  et c'est la moyenne qui sert à positionner la pièce en hauteur. En utilisant cette procédure, l'expérience a montré que les profondeurs durcies sont pratiquement identiques partout sur la périphérie (à  $\pm 10 \mu\text{m}$ ) et symétriques entre les deux faces du dessus et du dessous. La Figure 3.2 montre une photo générale de cette machine ainsi qu'une vue de détail du montage d'un disque (dans ce cas précis avec des thermocouples soudés).



Figure 3.2 Machine à induction de l'ÉTS (gauche) et  
vue du montage d'un disque (droite)

### 3.1.2 Matériau et traitements thermiques initiaux

Le matériau utilisé dans ce projet est l'acier martensitique faiblement allié AMS6414. Il s'agit en fait de l'acier AISI4340 de grade aérospatial. Le Tableau 3.2 présente la composition chimique telle qu'énoncée dans la norme AMS.

Tableau 3.2 Composition chimique de l'AMS6414 (SAE International, 2007)

Éléments:	C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	Cu	P	S	Fe
<b>Min (%mas.)</b>	0,38	0,65	0,15	0,7	1,65	0,2	aucun	aucun	aucun	bal.
<b>Max (%mas.)</b>	0,43	0,9	0,35	0,9	2	0,3	0,35	0,01	0,01	bal.

Ce grade aérospatial est utilisé tout au long de cette thèse sauf dans quelques cas bien précis où l'usage du grade ordinaire est spécifié. La Figure 3.3 présente une micrographie électronique de cet acier après attaque au Nital.

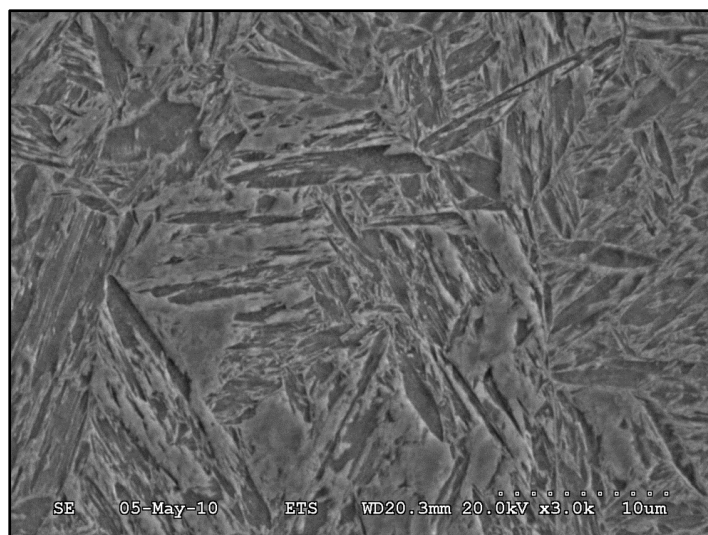


Figure 3.3 Image de l'acier AMS6414 dans l'état trempé et revenu obtenue au MEB après attaque au Nital (3000x)

Cet alliage a été retenu car il est grandement utilisé chez les motoristes aéronautiques pour les engrenages et arbres de transmission qui doivent subir un traitement par induction. La phase principale retrouvée dans pratiquement toutes les applications est la martensite lamellaire; phase fine et dure de structure quadratique centrée (*body centered tetragonal* ou BCT). La Figure 3.3 montre que les lamelles sont regroupées parallèlement par bloc. On distingue à quelques endroits des traces de la forme des grains d'austénite qui existaient dans la pièce à haute température, juste avant la trempe. Ces grains parents d'austénite peuvent contenir plusieurs blocs de lamelle chacun. Ils limitent en quelque sorte la longueur maximale des lamelles de martensite qu'ils contiennent. Il est possible d'observer au MEB, pour certaines conditions de traitement, la présence de carbures de seconde phase assez fins dans cet acier après trempe et revenu (non visibles dans les conditions de la Figure 3.3). Il s'agit principalement de particules de cémentite ( $\text{Fe}_3\text{C}$ ) de forme sphérique et de structure tétragonale.

Tous les disques utilisés dans ce chapitre ont subi un traitement de durcissement global au four avant le traitement superficiel par induction afin de représenter le plus fidèlement possible les conditions retrouvées en industrie. Ces traitements sont décrits dans le Tableau 3.3.

Tableau 3.3 Traitements thermiques initiaux avant induction

Dureté visée (HRC)	Étapes	Température (°C)	Temps de maintien (min)	Refroidissement
38	Austénitisation	850	75	Trempe*
	Revenu	550	120	Air libre
48	Austénitisation	850	45	Trempe*
	Revenu	380	90	Air libre

\*Trempe manuelle dans de l'eau contenant 10 %vol. de polymère liquide

Ils permettent d'obtenir de la martensite trempée et revenue à deux niveaux de dureté à partir du matériau tel que reçu (martensite de dureté très faible). Pour la suite, le niveau de dureté atteint à cette étape sera appelé dureté à cœur. La microstructure trempée et revenue est optimale pour l'induction par rapport à une microstructure normalisée par exemple (Rudnev

*et al.*, 2003). En fait, lors de la chauffe l'austénite commence à se former aux joints de grains de la microstructure en présence. La martensite offre beaucoup de sites pour amorcer la transformation austénitique par rapport aux autres microstructures communes de l'acier et donc la température à laquelle la transformation a lieu est plus basse (Clarke *et al.*, 2011). Cette affirmation est surtout vraie pour des vitesses de chauffe rapides. En résumé, cette microstructure initiale de martensite trempée et revenue permet donc une austénitisation uniforme et une dissolution efficace des carbures lors des chauffes rapides par induction.

### 3.1.3 Étude métallographique d'une couche durcie par induction

Le durcissement par induction produit un gradient de microstructure important entre la surface et le cœur des pièces traitées. L'analyse détaillée d'une couche d'acier AMS6414 traitée par induction au microscope optique permet généralement d'identifier cinq zones différentes comme le montre la figure suivante.

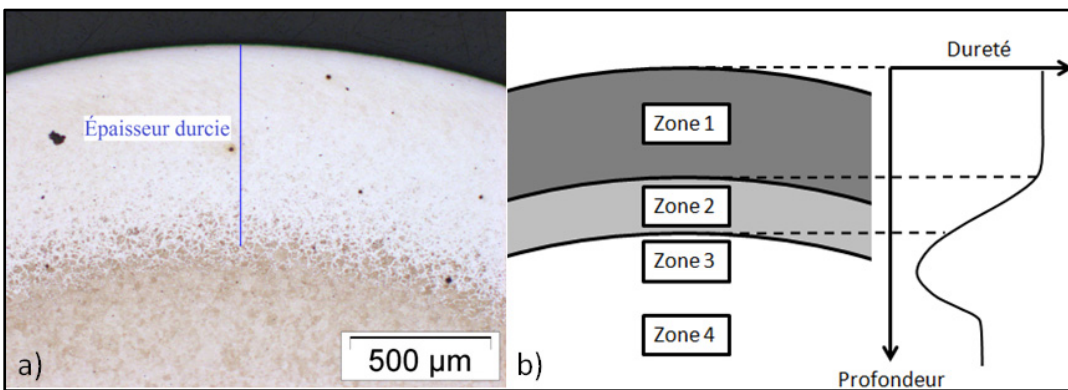


Figure 3.4 a) Micrographie optique d'une couche durcie par induction,  
b) zones présentes dans la microstructure

La couche claire sur la Figure 3.4a correspond à la région transformée (zone 1). Elle possède une dureté élevée (environ 60 HRC). Cette première zone est composée de martensite très fine et dure comparativement à la microstructure initiale avant induction et est largement parsemée de carbures fins de taille généralement inférieure à 1 µm.

La deuxième zone est appelée la zone de transition. Elle est composée d'un mélange de martensite fraîchement formée lors de la trempe après chauffe par induction et de martensite revenue plus grossière et moins dure. La microstructure dans cette zone n'a pas été chauffée assez pour se transformer complètement en austénite lors du traitement par induction et n'a donc pas pu durcir complètement après trempe.

La troisième zone est appelée la zone de sur-revenu. Il s'agit d'une zone où la température maximale atteinte durant la chauffe n'a pas dépassé la température de transformation et donc aucun durcissement n'est observé. Au contraire, le cycle de chauffe subi à cet endroit par le matériau lors du traitement par induction cause un revenu supplémentaire par rapport à l'état initial du matériau et donc entraîne une chute de dureté localisée. Cette zone peut s'échelonner sur des distances nettement supérieures à la profondeur durcie pour certains traitements comme il sera montré dans cette thèse.

Finalement, dans la zone 4 (à partir d'une profondeur suffisamment grande) il est possible de retrouver la microstructure initiale obtenue avec les traitements au four précédant l'induction. Pour les disques de cette étude, il s'agit de martensite revenue à des niveaux de dureté constants et dont les valeurs sont de 38 et 48 HRC comme exposé précédemment. Notons que les lamelles de martensite initiales sont clairement plus grosses que celles retrouvées dans la couche durcie par induction (zone 1 et partiellement en zone 2); ce qui explique en partie la meilleure résistance à l'amorçage de fissure de fatigue en surface. Par contre, du point de vue de la mesure des contraintes résiduelles par diffraction, la taille de grain de cette zone peut encore être considérée comme étant très petite et donc idéale pour obtenir des résultats de grande précision.

### **3.2 Mesure des contraintes résiduelles par diffraction de rayons X**

Cette section décrit la mise en place de la première méthode de mesure des contraintes résiduelles, la diffraction de rayons X, ainsi que le développement d'une méthode de

correction pour tenir compte de la redistribution des profils de contraintes lors de l'enlèvement de matière qui est associé à cette méthode.

### **3.2.1 Mise en place de la diffraction de rayons X**

Cette section décrit la mise en place de la diffraction de rayons X (DRX) pour mesurer des contraintes résiduelles dans des pièces traitées superficiellement par induction. Le diffractomètre utilisé ainsi que les sources d'erreur générales sont d'abord décrits en détails. Le reste de la section traite des aspects spécifiques à l'application de cette méthode sur des pièces traitées en surface.

#### **3.2.1.1 Description du système Proto iXRD®**

Le diffractomètre à rayons X Proto iXRD® de l'ÉTS a été utilisé tout au long de ce projet. La Figure 3.5 montre cette machine. Il s'agit d'un système automatisé permettant d'exposer un échantillon à des rayons X, de faire l'acquisition de pics de diffraction à différents angles d'inclinaison par rapport à la surface, de calculer la position de ces pics en utilisant un modèle mathématique au choix et finalement de calculer la contrainte résiduelle  $\sigma_\Phi$  dans la direction de mesure  $\Phi$ . La machine possède cinq axes pouvant être contrôlés manuellement ou automatiquement : X, Y, Z,  $\Theta$  de l'enceinte et la rotation de la tête  $\beta$ . Ce montage est dit de type Oméga (dénomination américaine) parce que la tête s'incline dans le même plan que les détecteurs.

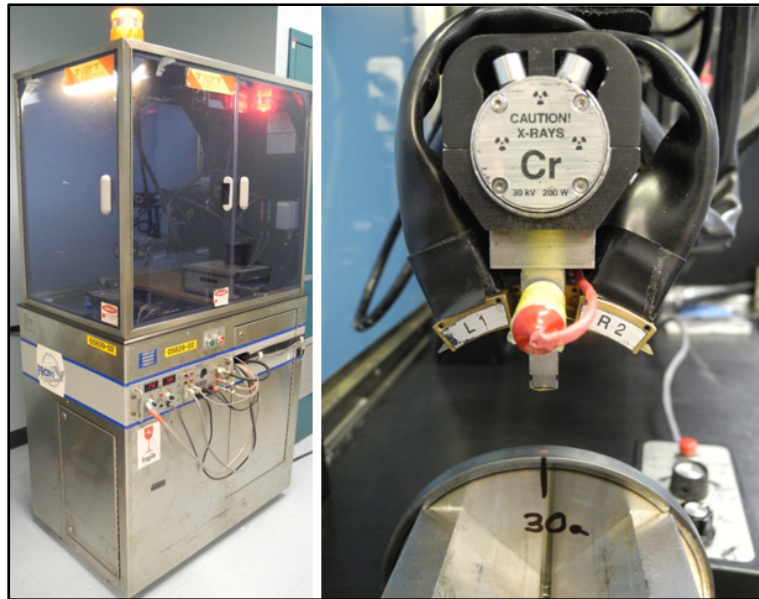


Figure 3.5 Système Proto iXRD® (gauche) et montage pour mesure sur un disque (droite)

Dans ce système, le tube à rayons X est monté sur l'axe de rotation motorisé d'un goniomètre (axe  $\beta$ ) ayant un rayon théorique de 40 mm. L'utilisateur contrôle le voltage ainsi que l'ampérage auxquels le tube opère. Ces paramètres sont contrôlés et stabilisés par la machine en continu pour qu'ils restent fixes durant la mesure. À titre indicatif, le voltage d'utilisation se situe généralement entre 20 et 25 kV et l'ampérage entre 4 et 5 mA pour les métaux usuels. Cette machine permet l'utilisation de tube ayant des cibles de matériaux différents. Le matériau de la cible définit la longueur d'onde des rayons X qui seront émis et donc l'angle de diffraction  $2\theta$  suivant la loi de Bragg exposée au Chapitre 1. On cherche généralement à maximiser cet angle pour améliorer la sensibilité de la méthode de mesure et donc la précision des contraintes mesurées (Prevéy, 1986). Il est donc primordial de bien choisir le tube à rayons X pour un matériau donné afin de pouvoir mesurer la position des pics de diffraction des plans cristallins voulus (représentatifs du comportement macroscopique) à des angles les plus élevés possible et tout en garantissant une intensité des signaux détectés suffisante. Dans cette thèse, le tube avec cible de chrome est utilisé pour toutes les mesures car il permet l'obtention de ces conditions optimales pour les aciers.

Les rayons X provenant du tube sont dirigés vers la pièce à mesurer par un diaphragme. Il est possible de changer la forme (circulaire ou rectangulaire) ainsi que la taille de l'orifice. Cela permet de contrôler la zone exposée aux rayons X et donc modifie la résolution spatiale dans les directions parallèles à la surface mesurée. Un laser de faible intensité est également projeté à travers le diaphragme afin de pouvoir repérer visuellement la zone qui sera exposée aux rayons X sur l'échantillon.

Le système est équipé de deux détecteurs de type PSSD (*position sensitive scintillation detector*) situés de chaque côté de la source. L'utilisation de deux détecteurs simultanément permet d'accélérer les mesures car deux angles sont mesurés durant chaque exposition. Chaque détecteur est composé de 512 canaux couvrant un arc de  $0.036^\circ$  chacun. Ces détecteurs convertissent les rayons X en lumière qui est ensuite transportée vers le système d'acquisition de la machine par le moyen de fibres optiques. Les détecteurs sont retenus en place par des vis de serrage qui fixent leur position le long d'un support en forme d'arc. Cette machine nécessite la connaissance de l'angle de Bragg ( $2\theta$ ) d'un échantillon de référence afin de permettre une calibration en associant un angle connu à un numéro de canal sur chaque détecteur. Ce moyen de fixation implique également que les détecteurs doivent être bougés afin de centrer les pics de diffraction près du canal central (n° 256) au début de chaque campagne de mesure sur un matériau donné. La convention utilisée par le logiciel pour l'affichage des pics à l'écran est que le canal 0 correspond à l'angle de diffraction le plus élevé pouvant être détecté et vice versa.

Le centre de courbure des détecteurs doit se trouver au centre de rotation du goniomètre qui doit lui être situé sur la surface de l'échantillon mesuré pour minimiser les erreurs de mesure. Afin de garantir cette dernière condition, la hauteur de la machine est ajustée à chaque fois qu'un échantillon est installé sur celle-ci au moyen d'un outil en forme de pointe. Cet outil se fixe à la source de rayons X avec un jeu glissant de précision. Une fois fixé, le bout de la pointe de l'outil se trouve au centre de rotation du goniomètre et il suffit de descendre la tête doucement jusqu'à ce qu'il y ait contact avec la surface à mesurer. Ce genre de procédure



permet une précision de positionnement d'environ  $\pm 50 \mu\text{m}$  sur le positionnement des centres de référence.

### 3.2.1.2 Géométrie du montage de diffraction

Plusieurs angles dans le montage du diffractomètre sont importants pour la mesure de contraintes résiduelles. Il convient d'abord de clarifier la nomenclature utilisée pour ces angles. Pour ce faire, la Figure 3.6 montre schématiquement le système iXRD® à une inclinaison de la tête arbitraire de  $\beta = +30^\circ$ .

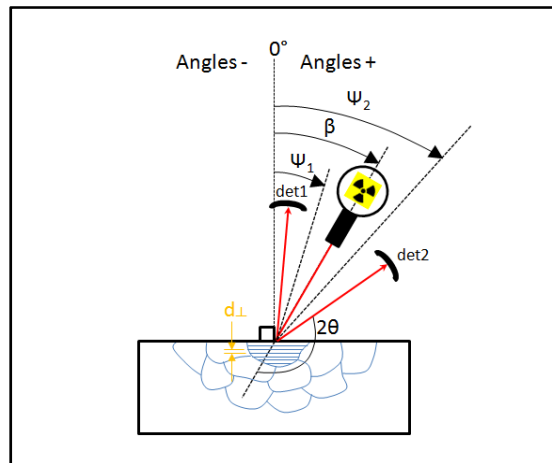


Figure 3.6 Schéma du montage de DRX et des principaux angles importants

Le système permet un contrôle direct de l'angle de la tête du goniomètre ( $\beta$ ). Les angles  $\Psi_1$  et  $\Psi_2$  correspondants aux deux détecteurs sont fixés automatiquement par l'angle de Bragg du matériau ( $2\theta$ ) et l'angle  $\beta$  commandé à la machine. La figure précédente permet en effet de déduire les relations suivantes (en radians):

$$\psi_1 = \beta - \frac{\pi - 2\theta}{2}, \psi_2 = \beta + \frac{\pi - 2\theta}{2} \quad (3.1)$$

### 3.2.1.3 Paramètres de diffraction et de traitement des données

Le système iXRD® permet le contrôle de la grande majorité des paramètres de mesure. Ces paramètres de diffraction doivent être choisis en fonction de plusieurs facteurs : matériau, état métallurgique, précision recherchée, temps disponible, etc. Deux types de pic de diffraction sont rencontrés dans des pièces d'acier AMS6414 traitées par induction comme le montre schématiquement la Figure 3.7. Cette figure respecte la convention du système iXRD® de l'ÉTS expliquée précédemment.

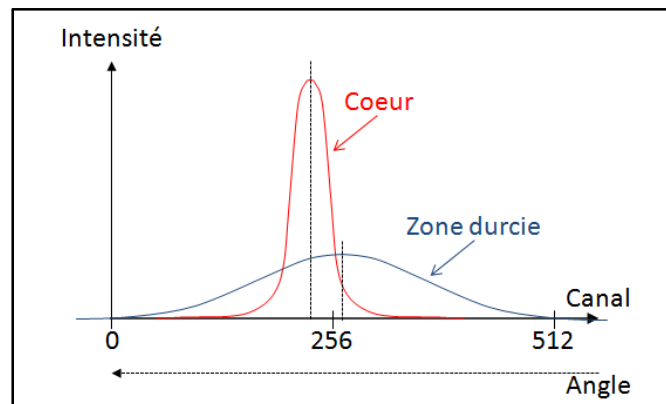


Figure 3.7 Différence entre les pics de diffraction en zone durcie et à cœur

Les pics en zone durcie sont de plus faible intensité et plus larges que ceux des zones à cœur de la pièce. Ce phénomène d'élargissement des pics de diffraction (*peak broadening*) est typique des aciers très durs et écrouis (Prevéy, 1986). Les paramètres de diffraction optimaux pour la mesure en zone durcie et à cœur sont donc différents. Pour les mesures présentées dans ce chapitre, deux configurations ont été retenues au terme d'essais visant à maximiser le rapport intensité des pics sur bruit de fond tout en conservant un temps de mesure raisonnable (environ 15 minutes par mesure). Le Tableau 3.4 résume ces paramètres. Mentionnons que les pics observés en zone de sur-revenu sont très similaires à ceux du cœur et ne nécessitent donc aucun jeu de paramètres particulier. Dans tous les cas, les plans cristallins de famille  $\{211\}$  ont été utilisés comme recommandé dans la littérature (Prevéy, 1986). Ces plans sont pratiquement toujours utilisés pour les aciers car ils produisent des pics

de bonne intensité, possèdent un angle de Bragg élevé et représentent bien les contraintes macroscopiques. Les mêmes 11 angles  $\beta$  ont été utilisés pour la zone durcie et à cœur. Ceux-ci résultent en 22 positions testées en  $\Psi$  pour chaque mesure (considérant la présence des deux détecteurs); ce qui est plus que nécessaire pour déterminer les contraintes résiduelles précisément. L'angle  $\beta$  maximal a été limité à  $\pm 18^\circ$  pour permettre les mesures en profondeur ( $\Psi = \pm 30^\circ$  pour l'acier utilisé). Cette limitation n'affecte pas la précision des résultats comme montré à l'Annexe I.

Tableau 3.4 Paramètres de diffraction généraux utilisés pour les mesures de contraintes

Paramètres	Zone durcie	Coeur de la pièce
Tube:	Cible de Chrome	Cible de Chrome
Voltage tube:	25 kV	25 kV
Courant tube:	5 mA	5 mA
Diaphragme:	1 mm	1 mm
Fonction de localisation:	Gaussienne, 85 % hauteur	Pearson, 85 % hauteur
Méthode de localisation:	Position absolue	Position absolue
Angles Beta:	$\pm 18; \pm 17,3; \pm 15,1; \pm 12; \pm 6,4; 0^\circ$	$\pm 18; \pm 17,3; \pm 15,1; \pm 12; \pm 6,4; 0^\circ$
Nombre d'exposition:	40	30
Temps d'exposition:	2 s	2,5 à 3 s
Type de correction gain:	P/G	P/G
Oscillation Beta:	$\pm 1^\circ$	$\pm 1^\circ$
Constante élastique:	171096 MPa	177595 MPa (48 HRC) et 184903 MPa (38 HRC)
Angle de Bragg ( $2\theta$ ):	$156,0^\circ$	$156,0^\circ$
Canaux du bruit de fond	10 à 40 et 472 à 502	10 à 40 et 472 à 502
Canaux des pics	40 à 472	40 à 472

Les fonctions de localisation choisies épousent le plus possible la forme des pics de diffraction. L'expérience a montré que l'utilisation d'une fonction ou l'autre résulte en général en une différence inférieure à 1 MPa sur la contrainte résiduelle finale pour ce matériau. Le temps d'exposition pour le cœur de la pièce a parfois été réduit à 2,5 s car pour certains points les détecteurs étaient saturés tellement l'intensité des pics était forte. L'oscillation de  $\pm 1^\circ$  en  $\beta$  permet d'inclure plus de grain dans le signal collecté sans diminuer la précision de la mesure. En fait, il est préférable d'utiliser une faible oscillation que de ne

pas en utiliser du tout (François *et al.*, 1996). Les expériences qui justifient le choix des angles  $\beta$  et des constantes élastiques sont expliquées et justifiées plus en détails à l'Annexe I et dans les sections subséquentes respectivement.

Il convient par contre d'apporter quelques précisions concernant l'angle  $2\theta$ . L'angle de  $156^\circ$  est une valeur pour l'acier 4340 à une dureté de 50 HRC tirée de la littérature (Prevéy, 1986). Il s'agit également de l'angle utilisé par le manufacturier de la machine pour les mesures dans cet acier. Le système associe cet angle aux numéros des canaux entrés dans le menu correspondant (*constants*→*fitting constants*→*average peak position*). Ces positions moyennes des pics de diffraction sont entrées manuellement par l'utilisateur lors de la calibration de l'appareil pour le matériau en question. Cette calibration consiste simplement à faire l'acquisition de deux profils de diffraction successivement aux deux angles  $\beta$  permettant la mesure à  $\Psi = 0^\circ$  sur chacun des deux détecteurs à tour de rôle. Ces deux positions mesurent en réalité le  $d_\perp$ , valeur qui peut être considérée égale au  $d_0$  pour les mesures de contraintes résiduelles utilisant le modèle de contrainte plane comme stipulé au Chapitre 1. Pour l'acier AMS6414, il s'agit donc de la position  $\beta = 12^\circ$  pour le détecteur 1 et  $\beta = -12^\circ$  pour le détecteur 2 (voir Équation (3.1)) en prenant un angle  $2\theta = 156^\circ$ . Pour toutes les mesures dans les disques, cette calibration a été établie dans la couche durcie du disque A4. Une profondeur de 0,14 mm a été retirée de la surface pour cette calibration afin d'être loin de la couche d'oxyde formée en surface et de rester dans une zone où les contraintes résiduelles sont plus faibles et donc où le  $d_\perp$  est le plus près possible du  $d_0$ <sup>1</sup>. Les valeurs de calibration ainsi obtenues ont été vérifiées à plusieurs reprises sur des disques différents et à plusieurs profondeurs en zone durcie. Les positions à  $\Psi = 0^\circ$  mesurées n'ont pratiquement pas varié dans la zone durcie des différents échantillons justifiant ainsi de conserver la même calibration pour toutes les mesures. Les détecteurs sont restés fixes tout au long des campagnes de mesure pour ne pas perdre cette calibration. Il est important de mentionner que

---

<sup>1</sup> Les contraintes présentes dans le plan de la surface affectent la valeur de  $d$  mesurée perpendiculairement à la surface par effet Poisson. En théorie, il est donc préférable d'utiliser un endroit de la pièce où ces contraintes sont faibles pour améliorer la précision de la calibration. En pratique, cette précaution n'a pas un impact significatif sur la précision des résultats pour le modèle en contrainte plane (SAE, 2003).

la calibration n'a pas été refaite pour les mesures à cœur des disques car la machine détecte sans problème l'angle plus élevé de ces pics de diffraction (Figure 3.7). En d'autres mots, la précision de la calibration utilisée pour toutes les mesures dans des disques de ce chapitre dépend de la précision de l'angle de Bragg de  $156,0^\circ$  considéré pour la zone durcie. Ce point est discuté plus en détails à la section 3.2.1.6.

### **3.2.1.4 Contrôle des sources d'erreur générales**

La diffraction de rayons X présente plusieurs sources potentielles d'erreur d'un point de vue général : les erreurs liées à la méthode de calcul de la contrainte résiduelle à partir des pics de diffraction, le désalignement du goniomètre, la déformation des pics due à divers phénomènes physiques (connue sous l'acronyme LPA), la séparation claire des pics des radiations  $k\alpha_1$  et  $k\alpha_2$ , les effets de courbure de surface, les effets métallurgiques et les erreurs engendrées par la pénétration des rayons X dans des gradients de contraintes résiduelles sévères. Toutes ces causes d'erreur ont été éliminées ou minimisées afin d'éviter qu'elles ne puissent affecter les résultats de façon significative (voir l'Annexe I pour les détails).

### **3.2.1.5 Méthode pour enlèvement de matière**

Afin de pouvoir mesurer des profils de contraintes résiduelles en profondeur en utilisant la DRX, il est nécessaire d'enlever des couches de matière pour permettre l'accès au faisceau de rayons X et ensuite de mesurer précisément ces profondeurs. Cette section décrit brièvement les techniques utilisées à ces fins.

La méthode d'enlèvement de matière utilisée dans cette thèse est l'électropolissage. Cette technique permet de dissoudre progressivement et localement la surface de l'échantillon sans introduire des contraintes résiduelles supplémentaires (Prevéy, 1986). Le principe de base de la méthode consiste à faire circuler un courant électrique entre une électrode et l'échantillon

en présence d'une solution électrolytique. Le système utilisé pour la présente thèse est le PROTO 8818 (Figure 3.8).

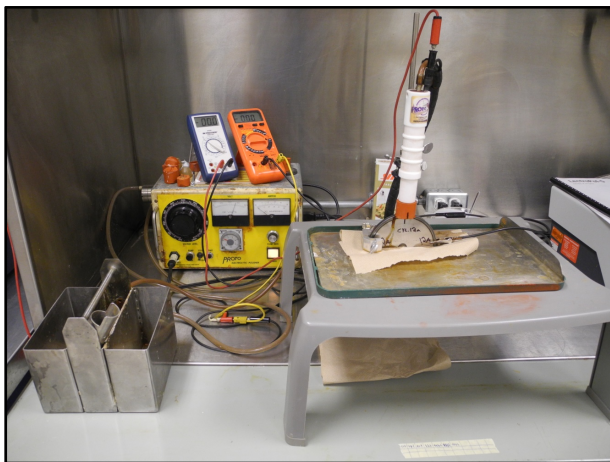


Figure 3.8 Montage utilisé pour l'enlèvement de matière par électropolissage

Il s'agit d'un système conçu spécifiquement pour ce genre d'application. Les composantes principales du système sont une source de courant continu, une pompe à débit variable, un réservoir pour l'électrolyte et l'électrode. Deux indicateurs à aiguille permettent une lecture du voltage et de l'ampérage pendant le polissage. Deux multimètres à affichage numérique supplémentaires ont été utilisés afin d'obtenir une lecture plus précise de ces deux paramètres en temps réel. Les paramètres d'électropolissage principaux sont exposés au Tableau 3.5. Le lecteur intéressé par le développement de ceux-ci peut consulter l'Annexe II. Notons seulement que des essais sur un échantillon sans contraintes résiduelles ont permis de vérifier que la technique retenue n'introduit aucune contrainte significative et est donc idéale pour la DRX.

Tableau 3.5 Paramètres retenus pour l'électropolissage

Paramètres	Valeurs utilisées	Unités de mesure
Électrolyte:	30	g NaCl / L d'eau
Tension:	50	V
Courant moyen:	0,66 (D48 mm) ou 0,44 (D106 mm)	A
Débit de la pompe:	5,5	(niveau du bouton)
Durée de polissage:	90	s
Enlèvement de matière:	0,1 à 0,2	mm
Dimensions de la poche:	6x3	mm <sup>2</sup>

Pour mesurer les profondeurs, un trusquin de hauteur Mitutoyo® muni d'un indicateur à cadran et installé sur un marbre a été utilisé pour toutes les mesures sur les disques. La Figure 3.9 montre une photo du montage pour le cas du disque de diamètre 106 mm.



Figure 3.9 Montage utilisé pour la mesure de profondeur après polissage

La précision de l'appareil est de  $\pm 20 \mu\text{m}$  selon les spécifications données par le manufacturier. Elle est améliorée par l'ajout de l'indicateur qui permet de répéter précisément la même pression de contact. Par contre, elle reste limitée par la résolution d'affichage de l'appareil ( $10 \mu\text{m}$ ). Cette précision est jugée satisfaisante étant donné le fait que les pas de polissage utilisés pour les mesures enlèvent de 100 à 200  $\mu\text{m}$  de matière. Mentionnons que des mesures de profondeur effectuées avec cet appareil ont été validées en

comparant avec celles d'un rugosimètre Mitutoyo® SJ-400 (précision meilleure que  $\pm 1 \mu\text{m}$ ) pour le cas d'une plaque. Le rugosimètre n'a pu être utilisé pour les profils de contraintes dans les disques car la profondeur de mesure maximale est de 0,8 mm; ce qui est nettement insuffisant pour les couches induites de plusieurs millimètres des disques.

### **3.2.1.6 Prise en compte du gradient de microstructure en couche induite**

Comme stipulé précédemment, les mesures DRX dans des pièces induites doivent considérer le gradient de microstructure créé par le traitement thermique car l'angle de Bragg et la constante élastique radiographique varient en fonction de la position dans la couche durcie. Cette section décrit les expériences mises en place pour justifier le choix de ces paramètres.

#### *Variation de l'angle de Bragg*

L'angle de Bragg est parfois considéré comme une constante pour un matériau donné parce que cette propriété est principalement liée à la composition chimique de l'alliage. Par contre, la littérature montre que les variations de composition (entre les phases ou à l'intérieur d'une même phase) peuvent modifier cet angle pour un matériau donné (Farrell et MacGregor, 2008). Les mesures effectuées dans les pièces induites de cette thèse montrent clairement cet effet (un angle plus élevé est mesuré à cœur). Ce phénomène a été observé sur des pièces induites par d'autres auteurs et a été attribué principalement à la différence dans la quantité de carbone mis en solution (England, 2000). Toutefois, la méthode de mesure des  $\sin^2\Psi$  utilisée tout au long de cette thèse n'est pas très sensible aux variations généralement rencontrées au niveau de cet angle comme démontré à l'Annexe I. Il est quand même intéressant de connaître l'angle de Bragg à différents points de la couche durcie pour compléter la discussion et afin de justifier l'hypothèse faite pour ce projet.

Pour étudier plus en profondeur cet aspect, de très petits échantillons ont été prélevés dans la zone durcie d'un disque de 48 mm (60 HRC) ainsi qu'à cœur loin de la zone affectée par l'induction (48 HRC). Ces échantillons peuvent être considérés sans contraintes résiduelles étant donné leur petite taille ( $10 \times 5 \times 0,08 \text{ mm}^3$ ) et du fait qu'ils sont isolés du reste de la



pièce initiale. Les mesures ont été réalisées sur la surface de chaque échantillon après électropolissage de la couche affectée par la coupe. Un diffractomètre de l'université McGill a été utilisé pour ces essais mis en place initialement dans le cadre d'un autre projet (Yi, 2011). Les résultats ne sont que répétés ici afin de compléter la discussion. Les valeurs de  $d_0$  obtenues pour la surface et le cœur sont 1.17195 et 1.17079 Å respectivement. En utilisant la loi de Bragg exposée au premier chapitre et la longueur d'onde pour le tube de Cr de 2,291 Å (Cullity, 1956), on calcule les angles  $2\theta$  correspondants de 155,6 ° et 156,1 ° pour la surface et le cœur respectivement. L'écart entre ces deux valeurs obtenues de façon indépendante corrèle bien avec les observations effectuées pendant la campagne de mesure sur le diffractomètre de l'ÉTS. Rappelons que ce diffractomètre ne permet pas une mesure directe des valeurs de  $d_0$  mais plus une comparaison en relatif. Il est clair que cette variation n'est pas suffisante pour causer d'erreur significative dans les mesures faites avec le modèle en contrainte plane et en considérant un angle constant de 156 ° pour toutes les mesures (voir la preuve expérimentale à l'Annexe I).

#### *Variation de la constante élastique radiographique*

Un autre paramètre de diffraction qui peut varier de façon notoire à différents endroits d'une couche traitée par induction est la constante élastique radiographique (notée XREC pour la suite) qui se calcule comme suit :

$$XREC = \left( \frac{E}{1 + \nu} \right)_{hkl} \quad (3.2)$$

L'indice hkl représente les indices de Miller des plans cristallins utilisés pour les mesures de DRX et indique que se sont les valeurs du module de Young E et du coefficient de Poisson  $\nu$  associées à ces plans qui doivent être utilisées. En fait, l'utilisation des valeurs macroscopiques de E et  $\nu$  peut engendrer des erreurs significatives dans le calcul de la constante élastique radiographique (Prevéy, 1986; Farrell et MacGregor, 2008). L'obtention de mesures de contraintes résiduelles précises requiert donc l'utilisation de la constante

élastique reliée spécifiquement à la famille de plan  $\{hkl\}$  qui cause les pics de diffraction utilisés pour les mesures de contraintes (Broll, 1996; England, 2000).

La constante élastique radiographique mérite une attention particulière car elle exerce un plus grand effet sur la contrainte résiduelle calculée. À titre d'exemple, une erreur de 5 % sur la constante élastique entraîne directement une erreur de 5 % sur la contrainte mesurée. L'erreur peut donc rapidement être de plusieurs dizaines de MPa. Une série de mesures de contraintes résiduelles sur des éprouvettes de traction chargées in-situ dans le diffractomètre Proto® a donc été mises en place afin d'estimer la constante élastique radiographique à différents points d'une couche durcie par induction. Pour ce faire, une machine de traction/compression électromécanique miniature Kammrath & Weiss GmbH® de capacité  $\pm 5$  kN et contrôlée par le système DDS® du même manufacturier a été utilisée. Cette machine fut positionnée sous la tête du goniomètre et alignée minutieusement avec des règles et des équerres pour que l'axe de traction coïncide avec l'axe de mesure des contraintes. La Figure 3.10 montre une photo de ce montage.

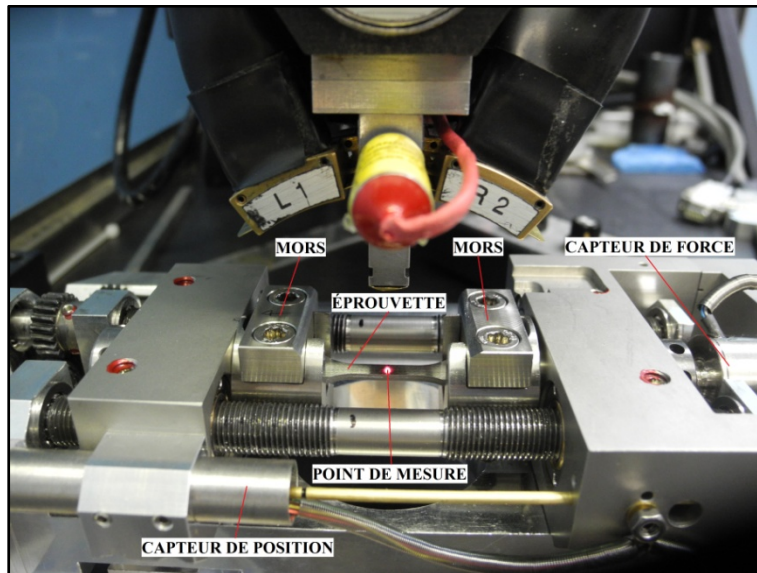


Figure 3.10 Montage utilisé pour la détermination des constantes élastiques

Notons que ce genre de mesure est généralement fait en condition de flexion à quatre points dans la littérature étant donné la plus grande facilité de mise en place (ASTM, 2003). La flexion génère des gradients de contraintes sur la profondeur étudiée (faibles mais indésirables) et l'estimation de la contrainte appliquée dépend de la précision de mesure d'une jauge de déformation dans ce cas. Ces faiblesses sont évitées avec le montage de traction.

Des éprouvettes de section rectangulaire en acier AMS6414 ont été préparées de façon à obtenir les trois microstructures différentes à caractériser (couche durcie, zone sur-revenue et cœur). La Figure 3.11 présente le dessin de la géométrie ainsi que les dimensions en mm.

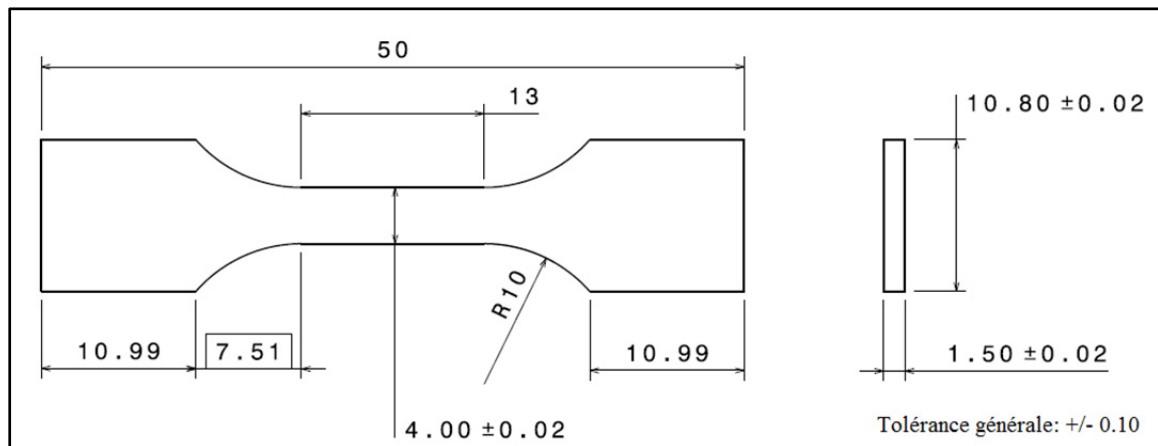


Figure 3.11 Géométrie des éprouvettes utilisée pour déterminer les constantes élastiques

Les étapes générales de fabrication ont été les suivantes : prélèvement de formes simples dans le matériau brut par électroérosion à fil, traitements thermiques (au four et/ou par induction selon le cas), prélèvement de sections rectangulaires dans les tiges cylindriques (seulement pour les échantillons induits), rectification d'une face, taillage du profil latéral de l'éprouvette à l'électroérosion et rectification de la deuxième face principale. Cette dernière face rectifiée en direction longitudinale a été utilisée pour les mesures par DRX. Cette procédure assure la précision de la géométrie ainsi que la qualité de la microstructure et de l'état de surface au point de mesure central. Mentionnons que la norme E1426-98 sur la détermination des constantes élastiques radiographiques conseille fortement la rectification

des surfaces qui seront mesurées par DRX pour prévenir les erreurs liées à la rugosité (ASTM, 2003).

Les traitements thermiques choisis reproduisent le plus fidèlement possible les cycles thermiques et donc les microstructures à différents points d'une pièce traitée par induction. Notons que l'obtention d'éprouvettes de cette taille composées d'une microstructure de transition ou représentant différents points dans la zone durcie (voir 3.1.3) n'a pas été tentée vu les défis techniques importants que cela pose. Le Tableau 3.6 décrit les principaux paramètres des traitements utilisés.

Tableau 3.6 Paramètres utilisés pour les traitements thermiques des éprouvettes

Zone simulée:	Couche induite	Cœur de la pièce	Zone sur-revenue
Durcissement global	850 °C- 45 min + trempe eau/10%pol.	850 °C- 45 min + trempe eau/10%pol.	850 °C- 45 min + trempe eau/10%pol.
Revenu global	380 °C-90 min	380 °C-90 min	380 °C-90 min
Induction	5 %MF (35,5 à 42,5 kW) 2 allez-retours en défilé	-	-
Sur-revenu	-	-	600 °C- 15 min + trempe eau/10%pol.
Revenu final	149 °C- 140 min	149 °C- 120 min	149 °C- 120 min
Dureté mesurée* (HV)	695	488	367

\* Dans les têtes des éprouvettes (moyenne de toutes les éprouvettes de chaque type, trois mesures par éprouvette)

L'induction sur les éprouvettes les plus dures a été réalisée avec un inducteur de diamètre intérieur  $\varnothing = 27$  mm et d'épaisseur 5 mm. Les éprouvettes étaient maintenues entre pointes au centre de l'inducteur. Il faut noter que le but du traitement est ici de durcir toute la section de l'éprouvette et non seulement une couche en surface comme pour les traitements réguliers. Une coupe métallographique jumelée à des mesures de microdureté sur une pièce de test a permis de vérifier le succès du traitement car aucune différence de dureté significative n'a été

observée entre la surface et le centre de la pièce. Les autres traitements au four développés pour simuler le cœur et la zone sur-revenue ont été déterminés après quelques essais et erreurs. Les microstructures obtenues sont similaires en dureté et taille des lamelles à celles retrouvées dans les pièces induites selon des analyses au microscope électronique à balayage. Le revenu final à basse température fut appliqué sur toutes les éprouvettes pour se rapprocher du procédé industriel. Par erreur, ce revenu a été prolongé de 20 minutes pour les éprouvettes les plus dures. Cela n'a pas eu d'impact significatif sur la dureté visiblement étant donné la température très basse.

Trois éprouvettes ont été fabriquées pour chaque niveau de dureté. Certains problèmes furent rencontrés pour deux des éprouvettes traitées par induction. En effet, une première éprouvette s'est fissurée à partir d'un des deux trous de centrage aux extrémités (MEP5) et la deuxième éprouvette a reçu une chauffe par induction partielle au premier essai dû au mauvais réglage de la sensibilité du capteur de position de la contrepointe (MEP3). Ce dernier s'est activé en début de chauffe à cause de la dilatation axiale importante dans ce cas comparativement aux traitements surfaciques réguliers; coupant ainsi la puissance au générateur par mesure de sécurité. La transformation lors de ce premier traitement ne fut probablement pas complète jusqu'au centre de l'éprouvette. Le traitement par induction complet a été réappliqué une deuxième fois avec succès sur cette éprouvette après réglage du capteur. Cette éprouvette a quand même été testée même si elle présentait une dureté moyenne légèrement différente des deux autres (683 HV comparativement à 712 et 708 HV). Cette légère différence tend à montrer qu'elle aurait bien reçu un traitement thermique différent mais probablement pas assez pour invalider l'estimation de la XREC.

La procédure suivie pour déterminer les constantes élastiques est inspirée partiellement de la norme E1426-98 ainsi que d'une méthode présentée dans la littérature (Munsi, Waddell et Walker, 2003). Les dimensions de la partie utile des éprouvettes ont d'abord été mesurées au micromètre afin de connaître précisément la section de chacune d'elles. Chaque éprouvette a ensuite été montée dans la machine de traction précédemment calibrée à 0 N à vide. Les conditions de diffraction utilisées sont exactement les mêmes que celles utilisées pour les

disques dans les zones de dureté similaire (Tableau 3.4) à l'exception de la constante élastique bien sûr. Une constante élastique de 168920 MPa a été utilisée comme estimé de départ pour toutes les mesures<sup>2</sup>. Une acquisition simple des pics de diffraction à chacune des positions extrêmes ( $\beta = \pm 18^\circ$ ) a permis de vérifier l'accès des faisceaux incident et diffracté pour toutes les éprouvettes. Notons que certains ajustements ont dû être apportés à la machine (chanfreinage des mors) et au montage (hauteur et position dans les mors) pour rendre ces mesures réalisables. Pour chaque éprouvette, 11 niveaux de charge espacés régulièrement entre 0 et 4500 N ont été utilisés (représentant de 0 à 750 MPa pour cette géométrie). La charge de 4500 N représente 90 % de la capacité de la machine et a été fixée comme limite à ne pas dépasser. Les niveaux de charge furent appliqués dans l'ordre suivant : 0, 4500, 450, 4050, 900, 3600, 1350, 3150, 1800, 2700 et 2250 N. Cette procédure permet de vérifier la linéarité, de minimiser la dérive de la charge après la mise en charge initiale et d'éviter que toutes les mesures aux niveaux de charge plus élevés soient systématiquement faites en fin de journée quand la machine est plus chaude. Dans tous les cas les mesures de contraintes par DRX étaient effectuées après stabilisation de charge et en gardant la machine de traction immobile. Il est important de mentionner également que la hauteur de la tête du goniomètre a été ajustée à la charge de 0 N et gardée constante pour toutes les autres charges. En théorie, il faudrait réajuster cette hauteur à chaque charge car l'application d'une traction provoque un léger déplacement de la surface par effet de Poisson. En pratique, ce déplacement est largement inférieur à la tolérance de positionnement obtenue avec la méthode par contact mécanique.

Le principe utilisé est de faire une mesure de contraintes par DRX au centre de la partie utile pour chaque charge appliquée en utilisant la constante élastique estimée ( $XREC_{\text{estimée}}$ ). Les contraintes mesurées doivent ensuite être tracées en fonction des contraintes appliquées. Les données suivent normalement une tendance linéaire si tous les essais sont effectués dans le domaine élastique. La pente de la droite (A) est estimée par une régression linéaire. L'estimé de la constante élastique est exact lorsque la pente de cette droite est égale à 1. Notons au

---

<sup>2</sup> Le logiciel de la machine utilise le système impérial pour cette valeur (24500 ksi)

passage que l'ordonnée à l'origine n'est pas nulle en général notamment car les traitements thermiques et la rectification de l'éprouvette introduisent des contraintes résiduelles à la surface. Finalement, la constante élastique expérimentale ( $XREC_{exp}$ ) est calculée comme suit :

$$XREC_{exp} = \frac{XREC_{estimée}}{A} \quad (3.3)$$

La Figure 3.12 illustre un exemple de résultat pour une éprouvette au niveau de dureté intermédiaire (cœur de la pièce). L'ordonnée à l'origine montre le niveau de contrainte résiduelle. Ce niveau de contrainte résiduelle présentait relativement peu de variation entre les éprouvettes de même dureté; ce qui tend à confirmer la qualité de l'usinage.

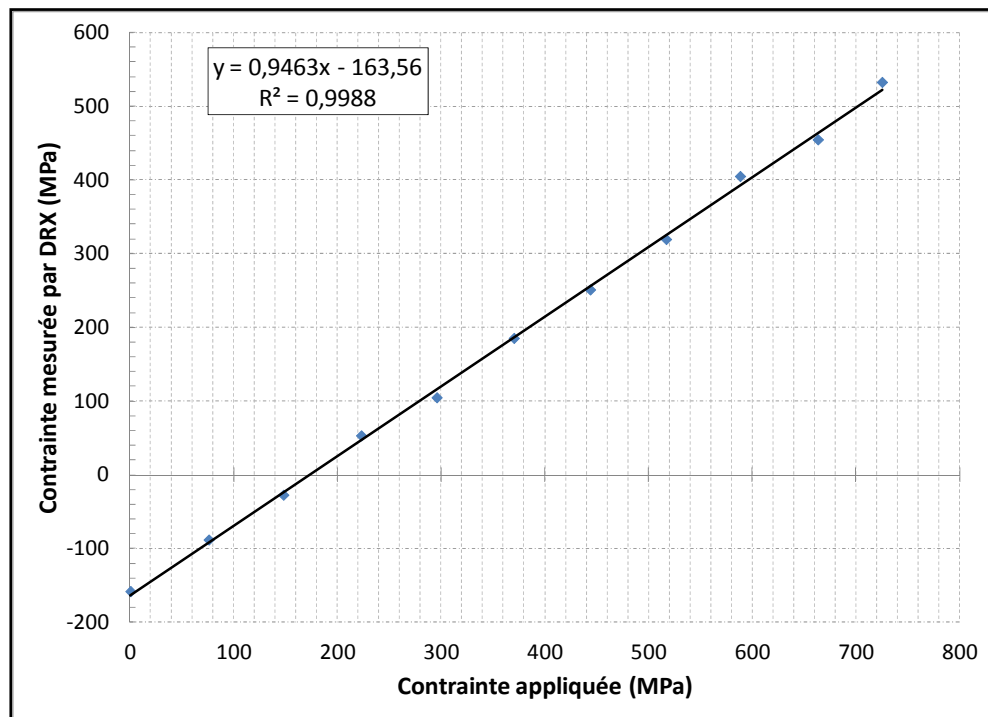


Figure 3.12 Détermination de la constante élastique pour MEP7 (488HV).  
La constante élastique est sous-estimée dans cet exemple  
car la pente ( $A = 0,9463$ ) est inférieure à 1

Le Tableau 3.7 résume les résultats obtenus pour toutes les éprouvettes. Mentionnons que des coefficients de corrélation  $R^2$  supérieurs à 0,99 ont été obtenus par régression linéaire dans tous les cas.

Tableau 3.7 Résultats des expériences de détermination des constantes élastiques

Zone durcie (695 HV)		Coeur (488 HV)		Sur-revenu (367 HV)	
Éprouvette	XREC (MPa)	Éprouvette	XREC (MPa)	Éprouvette	XREC (MPa)
MEP3	166654	MEP6	176806	MEP9	184411
MEP4	175538	MEP7	178506	MEP10	185443
MEP5	fissurée	MEP8	177474	MEP11	184855
<b>Moyenne:</b>	171096	<b>Moyenne:</b>	177595	<b>Moyenne:</b>	184903

La répétitivité des mesures pour les éprouvettes de 488 et 367 HV est excellente. À titre de comparaison, l'erreur sur la constante élastique déterminée pour le même matériau mais avec un montage de flexion à quatre points est d'environ  $\pm 2.8$  GPa (Prevéy, 1986). Cela montre la répétitivité de la technique de mesure utilisée car toutes les éprouvettes étaient identiques en théorie pour ces cas. En revanche, les valeurs obtenues pour les deux éprouvettes les plus dures sont différentes. Rappelons que l'éprouvette MEP3 aurait potentiellement subi deux traitements par induction dans la zone étudiée. À l'aide du Tableau 3.7, on constate que la constante élastique radiographique tend à augmenter de façon significative lorsque la dureté chute. Les valeurs moyennes sont utilisées pour les mesures de contraintes résiduelles présentées plus loin connaissant le profil de microdureté en zone de mesure. Concernant les éprouvettes de la zone durcie, il convient de mentionner que prendre la valeur moyenne au lieu de la valeur obtenue avec une des deux éprouvettes seulement ne modifie la contrainte mesurée que d'environ 2,6 % (pas plus de 15 MPa pour les contraintes usuelles). L'incertitude sur les échantillons de la zone durcie décrite précédemment n'est donc pas dramatique.



### 3.2.2 Méthode de correction pour enlèvement de matière des résultats de DRX

Les contraintes résiduelles présentes dans une pièce se redistribuent inévitablement au fil de l'enlèvement de matière. Les profils mesurés doivent donc être corrigés afin de retrouver les contraintes résiduelles initiales. Les corrections peuvent être négligeables dans certains cas et extrêmes dans d'autres (Prevéy, 1986). Cette section présente d'abord les formules de correction analytiques proposées classiquement dans la littérature ainsi qu'une méthode de correction plus récente mettant à profit la méthode des éléments finis. Cette dernière est améliorée significativement dans le cadre de cette thèse puis ensuite validée avant d'être utilisée pour les géométries de ce projet (disques et roues dentées). Une partie des travaux présentés dans cette section a fait l'objet d'une publication scientifique (Savaria, Bridier et Bocher, 2012).

#### 3.2.2.1 Méthodes classiques suggérées dans la littérature

Les méthodes de correction pour enlèvement de matière les plus connues et utilisées en pratique sont les équations analytiques proposées par Moore et Evans en 1958 pour la correction de mesures en profondeur sur des plaques planes et des cylindres longs (Moore et Evans, 1958). La raison d'une utilisation aussi intensive de ces formules est qu'elles sont simples et rapides à utiliser et recommandées par la norme SAE HS-784 (SAE International, 2003). À titre d'exemple, les formules de correction pour les cylindres creux sont :

$$\sigma_R(r_M) = - \left( 1 - \frac{R_{IN}^2}{r_M^2} \right) \int_{r_M}^{R_{OUT}} \left( \frac{r \cdot \sigma_{\theta M}(r)}{r^2 - R_{IN}^2} \right) dr \quad (3.4)$$

$$\sigma_{\theta}(r_M) = \sigma_{\theta M}(r_M) + \left( \frac{r_M^2 + R_{IN}^2}{r_M^2 - R_{IN}^2} \right) \cdot \sigma_R(r_M) \quad (3.5)$$

$$\sigma_Z(r_M) = \sigma_{ZM}(r_M) - 2 \int_{r_M}^{R_{OUT}} \left( \frac{r \cdot \sigma_{ZM}(r)}{r^2 - R_{IN}^2} \right) dr \quad (3.6)$$

Les termes  $\sigma_R$ ,  $\sigma_\theta$  et  $\sigma_Z$  sont les contraintes corrigées dans les directions radiale, tangentielle et axiale.  $\sigma_{\theta M}$  et  $\sigma_{ZM}$  représentent les contraintes mesurées tandis que  $R_{IN}$ ,  $R_{OUT}$  et  $r_M$  sont respectivement les rayons intérieur, extérieur et au point de mesure actuel. Ces intégrales peuvent facilement être évaluées de façon numérique avec la méthode des trapèzes (Savaria, Bridier et Bocher, 2012) ou par des séries de puissance (Sikarskie, 1967; Kang et Wang, 1994).

Ces formules de corrections sont basées sur plusieurs hypothèses (Moore et Evans, 1958). Il convient d'en mettre quatre en évidence :

- les mesures sont effectuées au centre d'un tube suffisamment long pour qu'il n'y ait plus d'effet de bord,
- le matériau est dissout par polissage uniforme sur toute la circonférence et toute la longueur du cylindre,
- le comportement matériau demeure élastique tout au long de la redistribution des contraintes résiduelles pendant le polissage,
- le champ de contraintes résiduelles doit être axisymétrique (formules ci-haut) ou symétrique par rapport à un axe (formules fournies dans l'article original).

Il est clair en inspectant ces hypothèses que l'application des équations de Moore et Evans pour les deux géométries de type disque de cette thèse peut poser problème. En effet, les disques dans la présente étude sont trop minces (6 à 7 mm) pour pouvoir négliger les effets de bord. Les mesures DRX effectuées à mi-épaisseur ne respectent donc pas la première hypothèse. Ensuite, le polissage circonférentiel est un processus long (Coupard *et al.*, 2008) et en pratique le polissage local est pratiquement toujours utilisé (England, 2000). D'ailleurs, l'électropolisseur PROTO® disponible au laboratoire est conçu pour le polissage local comme il a été montré précédemment. Les deux dernières hypothèses ne posent pas de problème à priori pour les disques traités par induction.

Un autre point qui mérite d'être mentionné est que les équations de Moore et Evans ne sont pas applicables aux géométries complexes comme les roues dentées (Hornbach, Prevéy et Mason, 1995). Certains chercheurs ont quand même tenté leur utilisation dans ce cas (Benedetti *et al.*, 2002). Or, des mesures de contraintes résiduelles aux creux de roues dentées sont faites au Chapitre 4 de cette thèse. La nécessité d'obtenir des valeurs précises pour l'étude de l'impact des paramètres d'induction et pour l'analyse de fatigue justifie l'adoption d'une méthode de correction plus élaborée.

### **3.2.2.2 Méthode de correction par matrice de relâchement des contraintes**

Quelques chercheurs ont proposé l'utilisation de la méthode des éléments finis afin d'étudier la relaxation causée par l'enlèvement de matière et de repousser les limites des formules analytiques présentées à la section précédente, notamment au niveau de la complexité de la géométrie de la poche et de la pièce (Wenyu, 1988; Pedersen et Hansson, 1989). L'approche la plus récente et intéressante est la méthode par matrice de correction (*FEA matrix relaxation correction method*) proposée par les chercheurs du laboratoire Lambda Research (Hornbach, Prevéy et Mason, 1995; Lambda Research, 1996). Il convient d'abord de décrire cette méthode car elle constitue la base sur laquelle sera développée la méthode utilisée dans cette thèse.

L'idée fondamentale derrière cette approche est que la correction totale pour enlèvement de matière d'une contrainte résiduelle dans une direction donnée et à une certaine profondeur du profil de mesure dépend de deux facteurs seulement : la géométrie (pièce et poche d'électropolissage) et les contraintes résiduelles relâchées précédemment dans cette même direction. L'astuce est alors d'isoler l'effet de ces deux facteurs. Pour ce faire, il est nécessaire de mettre de l'avant plusieurs hypothèses :

- le relâchement et la redistribution des contraintes résiduelles au fil des enlèvements de matière est purement élastique,
- la technique d'enlèvement de matière n'introduit pas de contrainte supplémentaire,

- les contraintes résiduelles sont uniformes initialement le long de la surface de la poche d'électropolissage (directions perpendiculaires à la profondeur),
- les géométries de la pièce et de la poche utilisées au laboratoire sont identiques à celles utilisées dans les calculs numériques,
- il n'y a pas de couplage multiaxial, c'est-à-dire que le relâchement des contraintes dans une direction n'est pas affecté par le relâchement dans les autres directions,
- les contraintes résiduelles sont considérées constantes à travers l'épaisseur de chaque couche et égales aux contraintes mesurées sur le dessus de cette dernière.

Afin de faciliter la compréhension et d'introduire les différents termes qui seront utilisés dans les équations subséquentes, la Figure 3.13 schématise l'enlèvement de matière à une étape donnée.

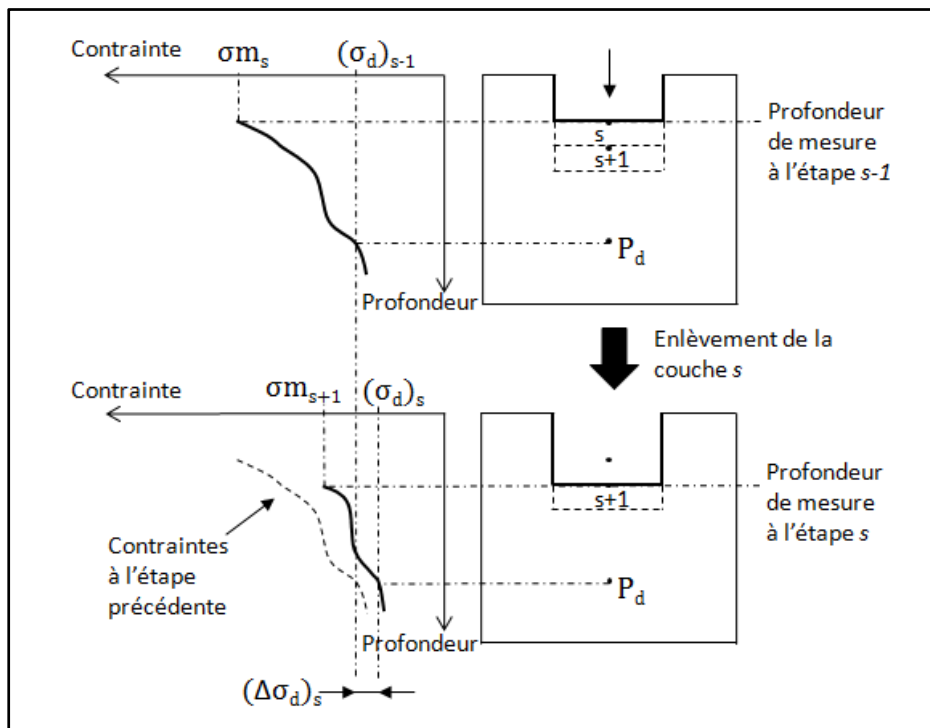


Figure 3.13 Schématisation de l'enlèvement de matière par électropolissage. (Reproduit et adapté avec l'autorisation de Savaria, Bridier et Bocher, 2012, p.3)

Dans cette méthode de correction, on considère que la variation locale de contrainte  $(\Delta\sigma_d)_s$  observée à une certaine profondeur  $d$  après enlèvement de la couche  $s$  peut s'écrire comme suit pour une direction de contrainte résiduelle donnée :

$$(\Delta\sigma_d)_s = (\sigma_d)_s - (\sigma_d)_{s-1} = -K_{ds} \cdot \sigma m_s \quad (3.7)$$

où  $K_{ds}$  représente le coefficient de correction à la profondeur  $d$  associé à l'étape  $s$ . Le signe négatif devant ce terme signifie simplement que la correction doit être de signe opposé au relâchement.  $(\sigma_d)_s$  and  $(\sigma_d)_{s-1}$  sont les contraintes au point  $d$  après enlèvement des couches  $s$  et  $s-1$  respectivement.  $\sigma m_s$  représente la contrainte mesurée sur le dessus de la couche  $s$  avant de l'enlever. Il est important de rappeler que, selon les hypothèses utilisées par les auteurs de la méthode originale, cette contrainte est considérée constante à travers toute l'épaisseur de la couche. Une certaine erreur dans les corrections sera alors inévitablement introduite lors d'une mesure dans un fort gradient de contraintes résiduelles.

Les auteurs de cette méthode postulent que les coefficients de correction  $K_{ds}$  ne représentent que l'effet de la géométrie sur la relaxation et peuvent donc être calculés numériquement pour une certaine distribution de contraintes résiduelles connue et introduite dans la même structure. L'hypothèse d'indépendance des coefficients par rapport à la distribution des contraintes permet ensuite d'appliquer ces coefficients à n'importe quel profil mesuré sur cette même structure et en utilisant la même géométrie de poche pour l'enlèvement de matière. Aucune correction pour enlèvement de matière n'est nécessaire pour le premier point car ce dernier est mesuré directement à la surface initiale sans polissage. Pour tous les autres points, la valeur corrigée  $\sigma c_d$  se calcule à partir de la contrainte mesurée au point en cours  $\sigma m_d$  et des contraintes mesurées aux étapes précédentes  $\sigma m_s$  comme suit :

$$\sigma c_d = \sigma m_d + \sum_{s=1}^{d-1} K_{ds} \cdot \sigma m_s \quad (3.8)$$

L'utilisation d'une forme matricielle dans les calculs est clairement avantageuse dans ce cas ; d'où le nom de la méthode. L'équation précédente peut donc s'écrire :

$$\sigma c = [I + K] \sigma m \quad (3.9)$$

où  $\sigma c$  et  $\sigma m$  représentent les vecteurs colonnes des contraintes corrigées et mesurées aux  $n$  points de mesure placés en ordre de profondeur.  $I$  et  $K$  sont la matrice identité et la matrice de correction contenant les coefficients  $K_{ds}$ ; toutes deux des matrices carrées de dimension  $n$ . La matrice  $K$  diffère d'une direction de contrainte à une autre. Tous les termes sur la diagonale et au dessus de celle-ci sont nuls car l'enlèvement d'une couche ne peut pas avoir d'effet sur les points de mesure des couches déjà enlevées.

Pour calculer cette matrice  $K$  en pratique, un modèle numérique de la pièce doit d'abord être bâti. Dans cette thèse, la méthode des éléments finis est utilisée à cette fin. Une distribution de contraintes résiduelles est ensuite introduite dans le modèle par un moyen quelconque (gradients thermiques fictifs, imposition de contraintes et déformations initiales, etc.) et les différentes étapes de polissage sont simulées une à une. Les contraintes dans les directions d'intérêt sont relevées à toutes les étapes et les coefficients de la matrice  $K$  sont calculés avec les équations précédentes (pour chaque direction de contrainte). La structure est bloquée au minimum, simplement afin d'empêcher les mouvements de corps rigide. Les forces de réaction sont donc nulles à toutes les étapes. Cela permet d'obtenir un champ de contraintes résiduelles auto-équilibrées (propriété fondamentale) qui est libre de se relaxer et redistribuer lors de l'enlèvement de matière.

En théorie la matrice  $K$  est indépendante du choix du profil de contraintes utilisé pour la calculer. Par contre, une certaine dépendance peut être observée car le parfait respect des hypothèses mentionnées ci-haut est souvent difficile. Il est préférable par exemple d'utiliser une distribution présentant un faible gradient de contraintes et qui est la plus constante possible pour le calcul des coefficients. Cela permet d'éviter d'introduire des erreurs significatives à cause du non-respect de l'hypothèse de la constance des contraintes à travers

l'épaisseur de chaque couche. Notons également que les changements de signe sont à éviter le plus possible car ils causent des erreurs lors du calcul des coefficients étant donné la division par une contrainte très proche de zéro. De plus, la présence de plasticité durant la redistribution des contraintes résiduelles est à vérifier et à éviter car elle rend également la matrice de correction dépendante du profil utilisé pour les calculs (Potdar *et al.*, 2007). En fait, le relâchement des contraintes résiduelles à une certaine profondeur pendant une certaine étape de polissage ne sera plus linéairement proportionnel à la contrainte dans la couche enlevée si le matériau se comporte de façon non-linéaire. Pour finir, dans certains cas le relâchement dans une direction pourrait être affecté par les contraintes relâchées dans les autres directions. La présence possible de ces effets multiaxiaux est également abordée dans les sections suivantes.

### 3.2.2.3 Approche améliorée de correction par éléments finis

Les profils de contraintes résiduelles dans des pièces durcies superficiellement par induction ou par d'autres procédés présentent généralement des gradients de contraintes importants; en particulier lors de la transition de la compression vers la tension. Or, la méthode de correction présentée à la section précédente considère qu'il n'y a aucun gradient de contraintes à travers l'épaisseur de chaque couche enlevée. Il est possible d'améliorer significativement la méthode en utilisant la moyenne des contraintes mesurées de chaque côté des couches  $\sigma_{moy_s}$  dans les calculs au lieu d'utiliser seulement les valeurs mesurées sur le dessus de celles-ci. Cette moyenne est définie comme suit :

$$\sigma_{moy_s} = \frac{\sigma_{m_s} + \sigma_{m_{s+1}}}{2} \quad (3.10)$$

Il est important de réaliser que cette valeur moyenne n'est pas nécessairement plus proche de la vraie moyenne des contraintes présentes dans une couche avant qu'elle ne soit enlevée. En effet, le polissage de cette couche va modifier la valeur de contrainte qui sera mesurée au pas suivant au moment où ce dernier sera exposé en surface. Par contre, il est important de souligner que l'électropolissage est un processus progressif qui dissout graduellement le

matériau. Les contraintes qu'il importe de considérer sont donc celles présentes dans chaque sous-couche au moment précis où celle-ci est enlevée. Or, la distribution exacte des contraintes résiduelles à travers les sous-couches n'est pas connue. En utilisant  $\sigma moy_s$  on suppose que cette distribution est linéaire entre les deux points de mesure de part et d'autre de la couche au lieu de supposer une valeur constante à travers toute la couche comme dans la méthode originale. L'utilisation des valeurs moyennes n'est pas plus difficile à mettre en œuvre que la méthode originale d'un point de vue calcul comme le montrent les équations pour le calcul de la matrice de correction modifiée  $\mathbf{K}'$  suivantes:

$$(\Delta\sigma_d)_s = -K'_{ds} \cdot \sigma moy_s \quad (3.11)$$

$$\sigma c_d = \sigma m_d + \sum_{s=1}^{d-1} K'_{ds} \cdot \sigma moy_s \quad (3.12)$$

$$\sigma c = \sigma m + \mathbf{K}' \sigma moy \quad (3.13)$$

Le terme  $\sigma moy$  dans la dernière équation représente le vecteur colonne contenant toutes les contraintes moyennes calculées individuellement pour chaque couche avec (3.10) et placées en ordre de profondeur. Les calculs avec les équations (3.10) à (3.13) doivent être effectués pour chaque direction de contrainte pour laquelle des valeurs expérimentales sont à corriger.

#### 3.2.2.4 Validation de l'approche proposée

Il convient d'abord de tester la méthode de correction par matrice de relaxation ainsi que sa version améliorée sur une géométrie simple de type tube long. L'idée est de se placer dans des conditions où les corrections analytiques de Moore et Evans sont valides et peuvent donc servir de comparaison fiable. Un tube ayant un rayon extérieur, un rayon intérieur et une longueur de 10, 5 et 100 mm respectivement a été choisi à cet effet. L'absence d'effet de bord est clairement garantie car la longueur est dix fois plus importante que le rayon



extérieur. Toute l'analyse qui suit est faite en considérant des points de mesure sur le diamètre extérieur et à mi-longueur.

Un modèle axisymétrique du tube a été construit dans le logiciel d'éléments finis ANSYS® V12. Les éléments sont des plans à quatre nœuds car ils sont plus adaptés que les triangles pour l'enlèvement de couches régulières. Le comportement du matériau est purement élastique pour respecter les hypothèses énoncées précédemment. Les propriétés du matériau sont celles d'un acier typique ( $E = 200 \text{ GPa}$  et  $\nu = 0,3$ ). Les contraintes résiduelles initiales sont introduites par l'entremise de gradients thermiques fictifs. La méthode indirecte est utilisée; c'est-à-dire que le calcul structurel se fait après le calcul thermique et de façon indépendante. Une étude de convergence a montré que le nombre d'éléments par couche enlevée (six) est nettement supérieur à ce qui est requis pour atteindre la convergence. Le polissage circonférentiel complet (enlèvement de coques cylindriques concentriques) a été choisi afin de respecter toutes les hypothèses de Moore et Evans. L'enlèvement de matière est simulé tout simplement en désélectionnant les nœuds et éléments appartenant au volume de chaque couche enlevée et en relançant ensuite le calcul (commande *SOLVE*) pour laisser les contraintes se redistribuer. Le programme utilisé dans cette analyse pour piloter ANSYS® est fourni à l'Annexe III.

Les corrections analytiques de Moore et Evans pour les cylindres creux (équations (3.4) à (3.6)) ont également été calculées en utilisant l'intégration numérique par la méthode des trapèzes implémentée sous EXCEL®. Le calcul des matrices de correction  $\mathbf{K}$  et  $\mathbf{K}'$  a été fait en utilisant un profil de contraintes en compression à très faible gradient (presque constant dans la zone étudiée) comme discuté précédemment. Huit couches de 0,3 mm chacune ont été enlevées pour que la matrice soit applicable au gradient de contraintes résiduelles utilisé ci-après. La mesure dans un profil à très fort gradient pourrait requérir l'utilisation d'incrément de profondeur plus faibles. Notons qu'il est toujours possible de raffiner le pas de mesure (partout ou localement dans la zone à fort gradient) jusqu'à ce que le profil corrigé final converge. On se limite ici aux contraintes tangentielles par souci de concision sachant que les résultats sont pratiquement identiques dans la direction axiale (Savaria, Bridier et Bocher,

2012). Le calcul des coefficients avec une autre distribution d'amplitude et de signe différent a donné la même matrice (erreur maximale de 0,21 % entre deux  $K_{ds}$ ) et prouve donc l'indépendance de cette dernière dans ce cas idéal. Les résultats se sont également avérés identiques en utilisant une distribution de contraintes presque uniaxiale; ce qui tend à confirmer l'absence d'effet multiaxial pour cette géométrie et ce type de polissage.

Il est important de mentionner que les calculs ont été effectués en utilisant les résultats à la rangée de nœud à mi-longueur du tube seulement; ce qui suppose implicitement un faisceau de rayons X de taille négligeable. Cette façon de faire ne change pas de façon significative les corrections calculées même dans le cas d'un polissage local (Savaria, Bridier et Bocher, 2012).

Afin de tester cette matrice, il est proposé de l'utiliser pour calculer les corrections requises pour un certain profil de contraintes résiduelles tangentiels fictif mais réaliste. Notons que ce profil n'est pas introduit dans le modèle éléments finis. Il correspond à une profondeur durcie d'environ 1.5 mm et est choisi pour représenter un traitement de surface typique (Bertini et Fontanari, 1999; Coupard *et al.*, 2008; Grum, 2007; Denis *et al.*, 2002; Komotori *et al.*, 2001). Ce profil permet de mettre en relief les différences entre les différentes méthodes de correction (Figure 3.14).

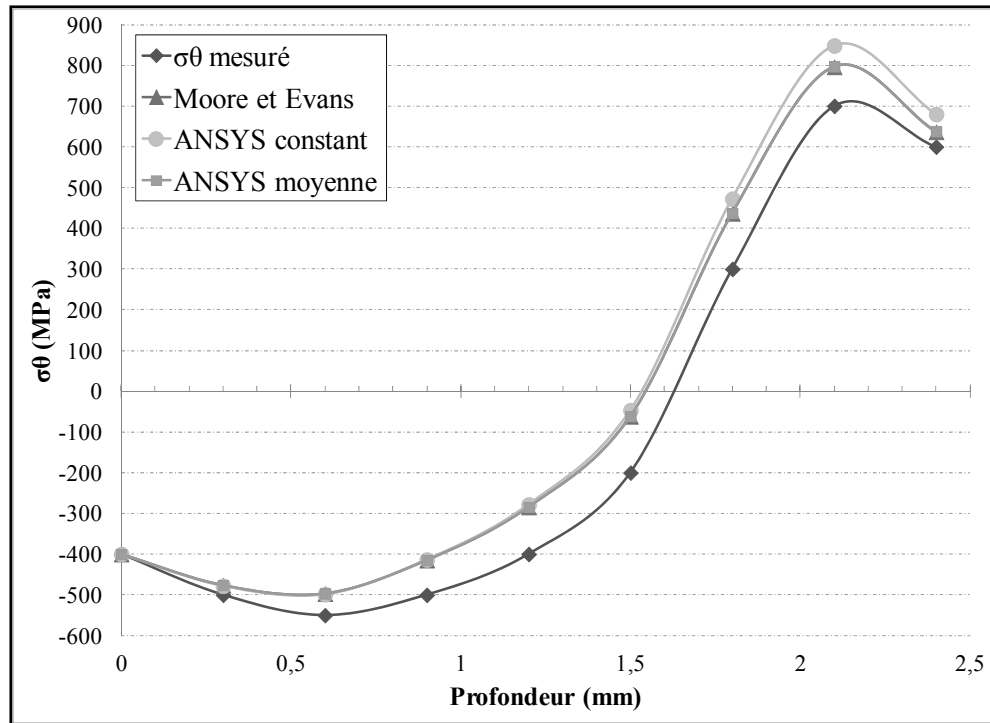


Figure 3.14 Comparaison des méthodes de correction pour un tube long

Comme mentionné plus haut, il s'agit ici d'un cas idéal respectant à la lettre toutes les restrictions des équations de Moore et Evans. Cette dernière méthode est donc considérée comme étant valide et précise. La figure précédente montre d'ailleurs qu'elle donne pratiquement les mêmes résultats (différence maximale de 2 MPa) que la méthode de correction par éléments finis modifiée (notée ANSYS moyenne sur la figure). D'un autre côté, la méthode de correction originellement proposée par Lambda Research semble souffrir d'une accumulation d'erreur à mesure que la profondeur augmente due vraisemblablement à la non-constance des contraintes résiduelles à travers l'épaisseur des couches. Ce résultat met clairement en évidence l'intérêt de la version améliorée de la méthode de correction proposée dans cette thèse; en particulier pour la mesure dans des forts gradients de contraintes résiduelles et lorsque des incréments de profondeur plus importants sont utilisés. Soulignons par contre qu'une quantité minimale de points de mesure sera toujours requise afin de bien décrire un gradient de contraintes résiduelles sévère et complexe. En dessous d'une certaine taille d'incrément de profondeur, la méthode améliorée donne des résultats similaires à la méthode originale. Cette taille d'incrément dépend du type de profil de contraintes à mesurer

et doit être déterminée par essais et erreurs pour s'assurer d'avoir la meilleure précision possible.

En résumé, la méthode améliorée de correction par matrice de relâchement des contraintes présente deux avantages principaux d'un point de vue pratique. Premièrement, elle permet d'utiliser des incréments de profondeur plus importants pour un même profil permettant ainsi des économies en temps et en coût. Deuxièmement, elle permet de conserver une haute précision de calcul des coefficients de correction même si la distribution choisie n'est par parfaitement constante entre les profondeurs de mesure. Il suffit que les contraintes à travers les couches soient relativement linéaires. Ce point représente un avantage majeur étant donné qu'il peut être ardu d'introduire un profil de contraintes résiduelles parfaitement constant sur toute la profondeur étudiée pour certaines géométries. Pour toutes ces raisons et étant donné qu'elle n'est pas plus compliquée à mettre en œuvre, la version améliorée de la méthode de correction par matrice de relaxation est utilisée pour le reste de la thèse.

### **3.2.2.5 Calcul des matrices de correction pour les deux géométries**

Comme mentionné précédemment, deux géométries de disque sont utilisées pour les mesures de contraintes résiduelles dans ce projet. Les matrices de correction  $\mathbf{K}'$  doivent donc être déterminées dans les directions tangentielle et axiale pour le disque de 48 mm et dans la direction tangentielle seulement pour le disque de 106 mm afin de pouvoir corriger ces profils mesurés. Pour calculer ces matrices, deux modèles éléments finis 3D représentant ces disques ont donc été bâtis avec le logiciel ANSYS® en utilisant des éléments de type briques à 8 nœuds. La Figure 3.15 montre les deux maillages retenus.

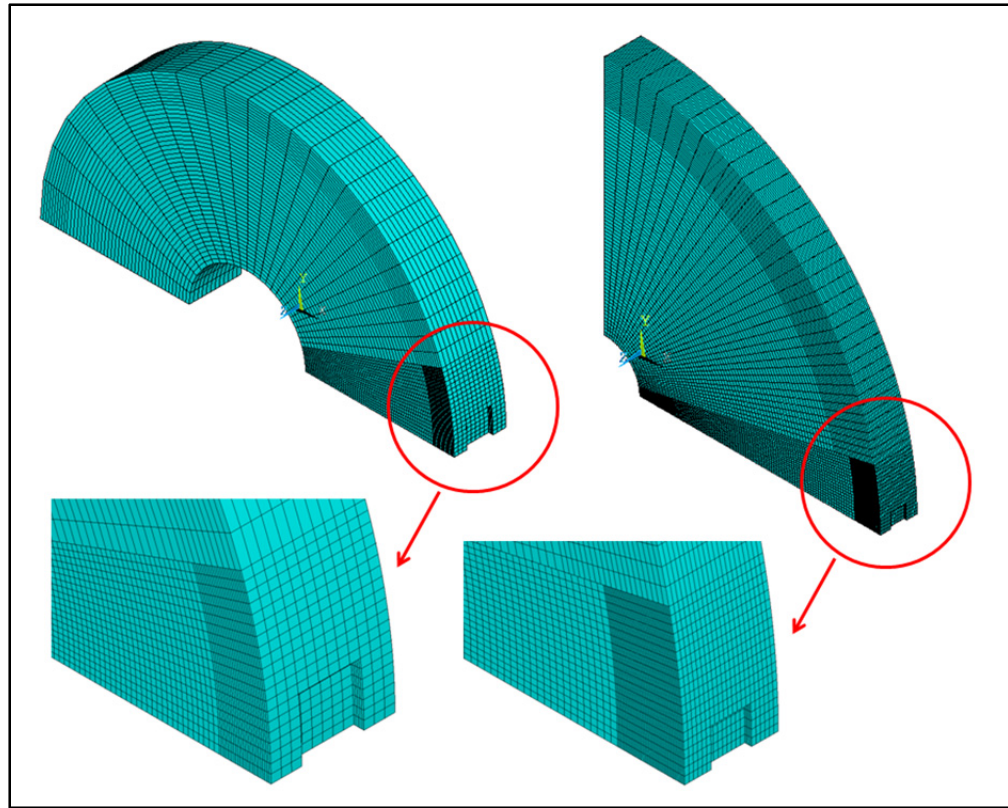


Figure 3.15 Maillages retenus pour les calculs des matrices de correction des disques

Les maillages sont raffinés localement près de la zone polie par souci d'optimisation. Des équations de couplage sont utilisées entre les zones fines et les zones grossières. La symétrie de part et d'autre de la poche est mise à profit (avec les blocages appropriés) pour alléger le modèle et accélérer les calculs. De plus, dans le cas du disque de 106 mm le modèle ne représente qu'un quart de disque car les mesures réelles sont faites sur des demi-disques. Les blocages à ce plan de coupe virtuel sont quand même ceux d'un plan de symétrie afin de pouvoir introduire des contraintes résiduelles axisymétriques en chauffant (comme celles d'induction). Cette approximation a vraisemblablement un effet négligeable sur les coefficients  $K'_{ds}$  considérant les résultats présentés à l'Annexe IV.

Les contraintes résiduelles sont encore une fois introduites par des chargements thermiques fictifs. Les propriétés du matériau sont les mêmes que dans la section précédente ( $E = 200$

GPa,  $\nu = 0,3$ ). Dans les deux cas, une étude de convergence détaillée a été menée. Notons que la vérification de la convergence peut être plus délicate pour les poches 3D comparativement au polissage axisymétrique. En effet, la convergence sur les contraintes initiales ne garantit pas la convergence après enlèvement de plusieurs couches et nécessite donc des vérifications à plusieurs profondeurs s'étalant de la surface jusqu'à la profondeur maximale de mesure. De plus, un modèle peut être convergé pour une certaine géométrie de poche mais pas pour une autre provoquant par exemple des gradients plus sévères lors du relâchement des contraintes (Savaria, Bridier et Bocher, 2012).

Une poche rectangulaire de  $6 \times 3 \text{ mm}^2$  a été utilisée pour le polissage réel fait au laboratoire (section 3.2.1.5). La taille exacte de la poche dans le modèle doit elle être un multiple de la taille d'élément vu la méthode numérique utilisée pour simuler la redistribution des contraintes. De plus, dans les modèles la taille du rectangle varie légèrement avec la profondeur étant donné que les éléments sont désélectionnés angulairement. Cela ne cause pas de problème a priori car les modèles imitent en quelque sorte la tendance naturelle des poches d'électropolissage à devenir arrondies en leur fond et élargies en leur ouverture au fil des pas de mesure (parois inclinées). Les tailles réelles des premières poches dans les modèles étaient finalement de  $5,85 \times 3,00 \text{ mm}^2$  pour le disque de 48 mm et de  $5,55 \times 3,00 \text{ mm}^2$  pour le disque de 106 mm.

Des incréments de profondeur de 0,1 mm ont été utilisés pour les calculs. Une vérification avec des pas de 0,2 mm a donné des résultats identiques prouvant ainsi la convergence des corrections avec 0,1 mm. De plus, cet incrément est plus fin en général que les pas de mesure effectués expérimentalement. Il est donc jugé plus que suffisant pour la mesure de gradients de contraintes résiduelles dans des pièces induites. La profondeur enlevée maximale a été fixée à 2,5 mm; ce qui représente environ la limite atteignable par DRX avec ce type de poche. Le reste du calcul des matrices de correction  $\mathbf{K}'$  a été conduit comme expliqué dans les sections précédentes. La Figure 3.16 illustre une étape de relâchement numérique des contraintes résiduelles pour un disque.

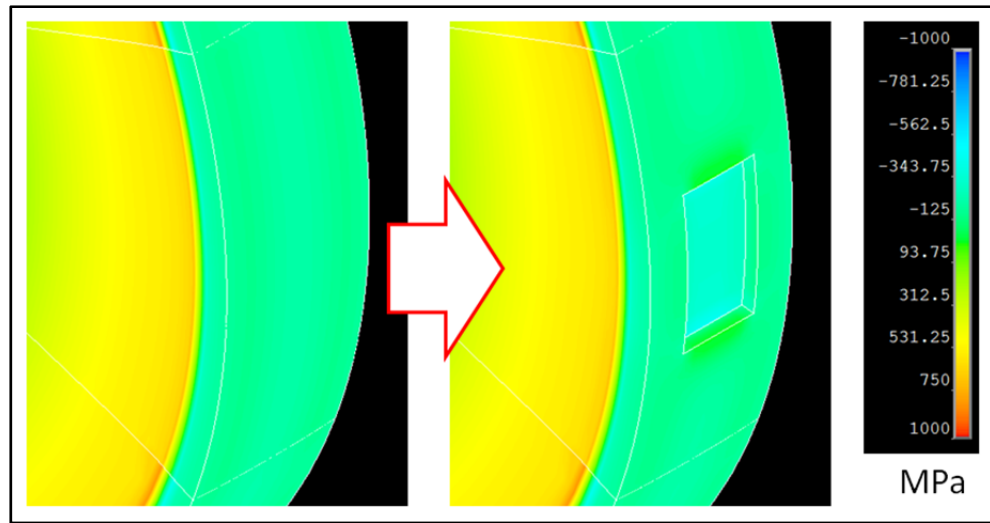


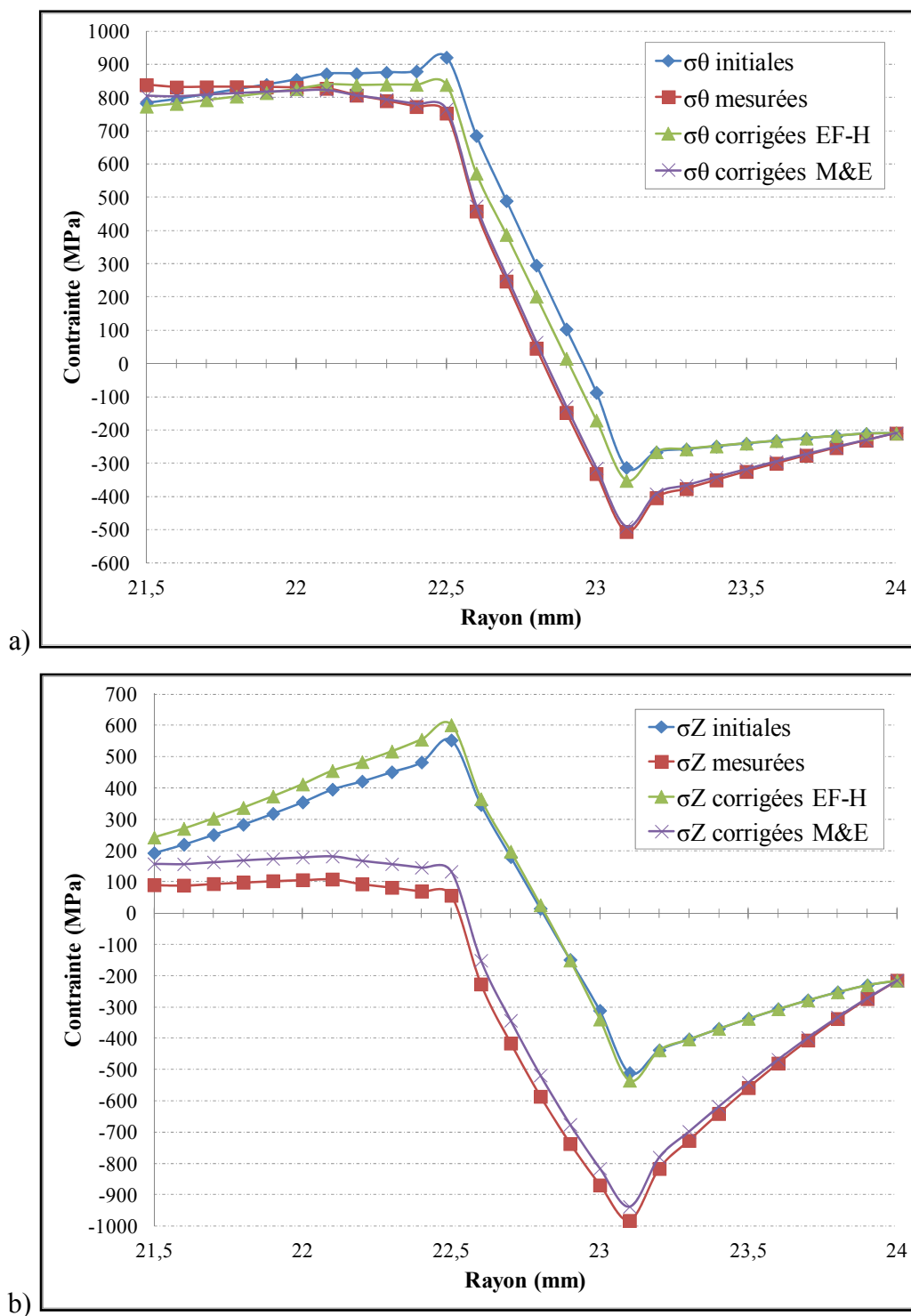
Figure 3.16 Simulation du relâchement des contraintes résiduelles dans la direction tangentielle pour un disque de 48 mm

Les matrices  $\mathbf{K}'$  ont d'abord été calculées en utilisant des profils de contraintes résiduelles initiaux possédant des gradients très faibles et aucun changement de signe dans la zone étudiée (comme à la section précédente). Ce genre de distribution a été obtenu en chauffant sur plusieurs millimètres à partir de la surface extérieure. Par contre, pour ces deux géométries de disque et ce polissage local, les matrices semblaient présenter une certaine dépendance envers le profil utilisé pour les calculs. En effet, des erreurs significatives ont été observées entre les contraintes initiales (connues) et les valeurs corrigées en testant ces matrices sur des profils différents de type induction introduits numériquement dans les mêmes modèles et pour lesquels les contraintes ont été relevées au centre de la poche (le point de mesure virtuel) après chaque étape d'enlèvement de matière (écart de 50 à 70 MPa et de 48 à 87 MPa en moyenne sur les plateaux de contraintes pour le petit et le gros disque respectivement). Plusieurs simulations supplémentaires ont été menées afin de comprendre la provenance de ces erreurs. La source la plus plausible est la différence dans la distribution spatiale des contraintes résiduelles des profils de type gradient et celle des profils de type constant (choisis initialement pour éviter les problèmes liés aux changements de signe). Deux distributions de contraintes peuvent ainsi avoir exactement la même valeur de contrainte au centre de la poche mais pas nécessairement autour sur le reste de la surface de celle-ci. Cette situation pourrait alors causer différents comportement de relâchement même si la valeur

centrale est identique. Rappelons qu'une des hypothèses de la méthode est l'uniformité initiale des contraintes dans les directions perpendiculaires à la profondeur. Il est important de réaliser que cette méthode de correction tente ici de décrire un problème de relaxation 3D en n'ayant qu'une information expérimentale 1D (contrainte versus profondeur).

Afin de contourner ce problème et d'améliorer la précision des corrections, il est proposé d'utiliser des profils de contraintes de type gradient, les plus proches possibles des profils à mesurer, pour calculer les matrices  $\mathbf{K}'$ . Les quelques coefficients erronés des colonnes des matrices autour des changements de signe peuvent être remplacés par les valeurs obtenues avec une autre distribution pour former une matrice dite « hybride ». Les colonnes erronées sont très facilement repérables car les coefficients ont des valeurs irréalistes (plusieurs centaines de %) et ne suivent clairement pas les tendances des colonnes précédentes et suivantes. Certains coefficients dans ces colonnes deviennent même positifs. Dans le cas des contraintes tangentielles, une combinaison de deux gradients ayant des changements de signe à des profondeurs différentes a été utilisée pour déterminer la matrice de correction hybride. Dans le cas des contraintes axiales, les coefficients erronés du gradient furent remplacés par ceux d'une distribution constante car dans ces géométries les distributions profondes induisent deux changements de signe pour  $\sigma_z$  (les coefficients près de la surface sont inutilisables). Dans tous les cas, la distribution de base pour laquelle des colonnes devaient être remplacées était très proche des contraintes à corriger. La Figure 3.17 compare les résultats des tests de ces corrections avec matrices « hybrides » (notés EF-H) aux prédictions des équations de Moore et Evans sur un autre profil de type induction (différent de celui utilisé dans le calcul des matrices) et pour le disque de 48 mm. Les résultats pour le disque de diamètre 106 mm sont similaires et ne sont pas montrés pas souci de concision.





La Figure 3.17 montre clairement que les matrices  $\mathbf{K}'$  hybrides sont suffisamment précises pour être utilisés sur les mesures réelles du même type car les erreurs ne dépassent pas 50 MPa en général. Ces erreurs de corrections sont plus élevées dans la zone de tension étant donné l'approximation des coefficients en zone de transition et les accumulations possible d'erreur. D'un autre côté, les corrections de Moore et Evans donnent des résultats complètement faux pour ce cas d'un polissage local sur un disque mince. Ces corrections analytiques ne sont donc pas utilisées dans les sections suivantes.

### 3.2.2.6 Vérifications complémentaires sur l'applicabilité de la méthode

Tout d'abord, une des hypothèses fondamentales de la méthode telle que proposée est que les corrections dans une direction ne sont pas influencées par les contraintes relâchées dans les autres directions. Ce point a été vérifié par simulation sur une géométrie semblable de type disque mince avec une poche de mesure plus petite étant potentiellement plus sensible à ce type d'effet (Savaria, Bridier et Bocher, 2012). En réalité, pour ce cas le relâchement de contraintes presque uniaxiales dans une ou l'autre des directions de contrainte d'intérêt (tangentielle ou axiale) ne semble pas introduire de variation de contrainte dans l'autre direction à l'endroit où les mesures sont effectuées (centre de poche). Il semble donc raisonnable de considérer qu'il y a absence d'effet multiaxial pour les deux géométries de disque et poche utilisées.

Ensuite, il convient de vérifier si l'hypothèse de la relaxation purement élastique est justifiée. Pour ce faire, les modèles d'éléments finis de la section précédente ont été utilisés pour calculer la contrainte équivalente de von Mises ( $\sigma_{\text{EQV}}$ ) à toutes les étapes de polissage et ce pour un gradient de type induction. La valeur de  $\sigma_{\text{EQV}}$  a été comparée à la limite élastique locale  $\sigma_Y$  estimée par des essais de traction sur des éprouvettes du même matériau représentant les différentes zones de la couche durcie. Le cas d'un disque avec la dureté à cœur la plus faible ( $\sigma_Y$  la plus basse) et d'une transition linéaire de la limite élastique entre la zone durcie et la zone sur-revenue a été considéré. La Figure 3.18 montre le résultat de cette analyse pour la rangée de nœud passant par le centre de la poche et ce pour les incréments

associés à certaines profondeurs seulement par souci de clarté. Le point le plus à même de plastifier (et ainsi de violer l'hypothèse élastique) dans les pièces induites est visiblement le dernier point en compression (0,8 mm sur la figure). L'amplitude des contraintes du gradient utilisé pour tracer la Figure 3.18 est proche ou plus élevée que ce qui a été mesuré dans les pièces de ce projet. Le gradient utilisé pour ce test possède en fait des contraintes résiduelles de compression variant de -600 à -700 MPa pour  $\sigma_\theta$  et de -200 à -500 MPa pour  $\sigma_z$  sur un peu plus de 1 mm.

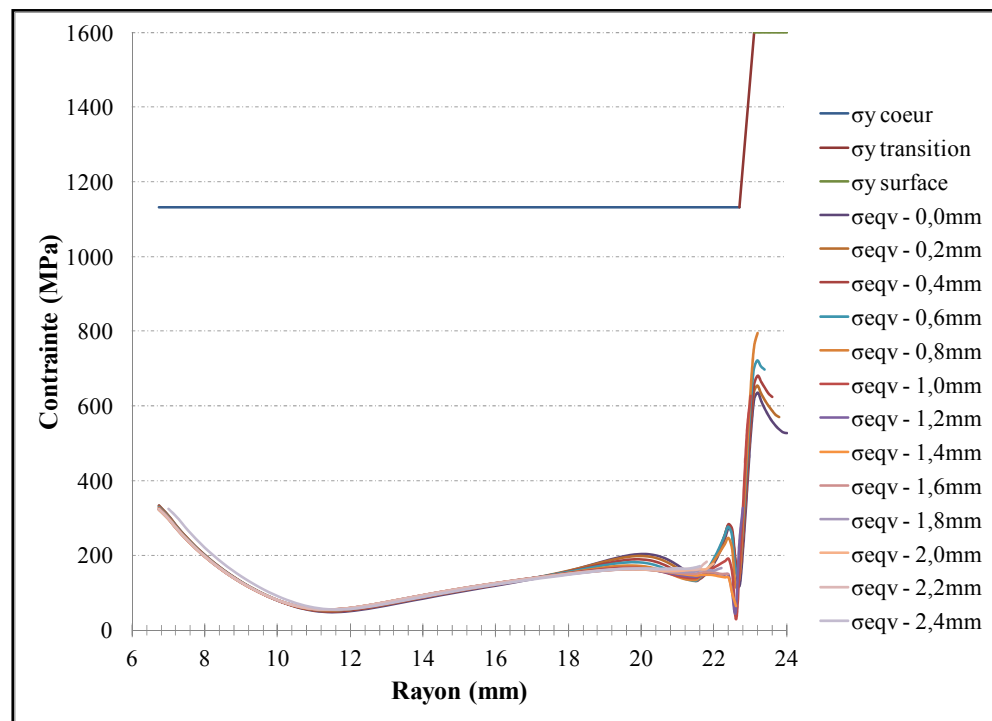


Figure 3.18 Vérification de l'hypothèse élastique pour la rangée de nœud passant au centre d'une poche rectangulaire creusée sur le disque de diamètre 48 mm

Selon ces résultats, il n'y a pas de risque de plasticité car la contrainte de von Mises reste bien en deçà de la limite élastique estimée du matériau. Notons quand même que les contraintes sur les bords de la poche sont en général plus élevées qu'au centre. Cela est dû à la présence des coins vifs virtuels qui apparaissent en enlevant des éléments pour simuler la relaxation et qui agissent comme des concentrations de contraintes irréalistes calculées par

les éléments finis. Ils ne doivent donc pas être pris en compte. Notons que la présence de ces singularités n'affecte en rien la convergence aux nœuds du centre de la poche qui sont utilisés pour le calcul des matrices. De plus, en pratique, l'électropolissage tend à arrondir considérablement les arrêtes en fond de poche et donc réduit fortement la concentration de contraintes à ces endroits. Pour ces raisons, l'analyse avec les données au centre de la poche semble suffisante pour vérifier cet aspect.

### **3.3 Mesure des contraintes résiduelles par la méthode des contours**

Cette section décrit le développement de la deuxième méthode de mesure des contraintes résiduelles pour application sur les pièces traitées par induction de la présente thèse.

#### **3.3.1 Mise en place de la méthode des contours**

Cette section explique comment les différentes étapes de la méthode des contours (MDC) présentées au premier chapitre ont été mises en œuvre afin de mesurer de façon destructive des profils de contraintes résiduelles tangentielles dans des disques.

##### **3.3.1.1 Coupe de relaxation**

La première étape de la méthode consiste à couper la pièce par électroérosion à fil en une seule passe pour relâcher les contraintes résiduelles sans enlever de matière supplémentaire. Pour ce projet, certaines coupes ont été effectuées sur une machine AGIE® chez PWC et d'autres sur une machine FANUC® de la compagnie Digital Precision. Les diamètres de fil utilisés étaient de 152  $\mu\text{m}$  et 254  $\mu\text{m}$  respectivement. Il s'agit des fils les plus fins qui étaient disponibles dans les deux cas. Des paramètres de coupe lente de précision ont été utilisés sur les deux machines afin d'éviter d'introduire des contraintes résiduelles supplémentaires. Toutes les coupes ont été réalisées en utilisant un bridage symétrique et rapproché de chaque côté du passage du fil tel que recommandé dans la littérature (Prime, 2001). Les coupes furent réalisées du rayon extérieur vers le rayon intérieur. Cela permet d'éviter que la bavure

de fin de coupe ne se retrouve dans la zone importante pour les mesures (la zone induite) et qu'elle puisse ainsi invalider le calcul des contraintes. La Figure 3.19 montre un exemple de montage pour la coupe d'un disque de diamètre 106 mm sur la machine disponible chez PWC.



Figure 3.19 Montage pour découpe d'un disque de 106 mm à l'électroérosion à fil sur la machine de PWC

### 3.3.1.2 Mesure des surfaces coupées

Deux méthodes ont été utilisées pour mesurer les surfaces de coupe : une machine de mesure tridimensionnelle (MMT) et un crayon optique confocal. La MMT utilisée est la Mitutoyo® 7106 Bright Strato du laboratoire de métrologie de l'ÉTS. Un palpeur de précision à faible force de contact et d'un diamètre de 0,3 mm a été utilisé pour toutes les mesures. Le crayon optique est un STIL® CHR150 muni d'un objectif chromatique CL3. Son échelle de mesure est de 1,2 mm et le diamètre du faisceau de 4  $\mu\text{m}$ . Cet appareil a d'abord été testé sur une table de marque ALTIMET®. Les mesures suivantes ont été faites en utilisant l'appareil disponible à l'IREQ utilisant exactement le même modèle de crayon optique. Ce deuxième appareil présente une précision similaire sur les déplacements des axes. Les précisions de

mesure en hauteur sont d'environ 1,5 et 0,2  $\mu\text{m}$  pour la MMT et le crayon optique respectivement selon les données fournies par les manufacturiers. Le crayon optique est beaucoup plus précis que la MMT. Il permet également de mesurer beaucoup plus de points en un même temps (environ 1000 fois plus) et a en théorie une meilleure résolution latérale due à la très faible taille du faisceau. En pratique, la MMT présente l'avantage de pouvoir palper dans toutes les directions et permet donc de trouver facilement les bords de la surface de coupe. Mentionnons que la précision latérale obtenue avec le crayon optique dépend beaucoup plus de l'espacement entre les points utilisé dans la grille de mesures car aucune référence ne peut être établie directement dans les autres directions. La précision latérale réelle du crayon optique est donc en général moindre que celle de la MMT car cet espacement de la grille de mesure est rarement choisi en deçà de 10  $\mu\text{m}$  pour conserver un temps de mesure raisonnable. La figure suivante montre les deux appareils de mesure.

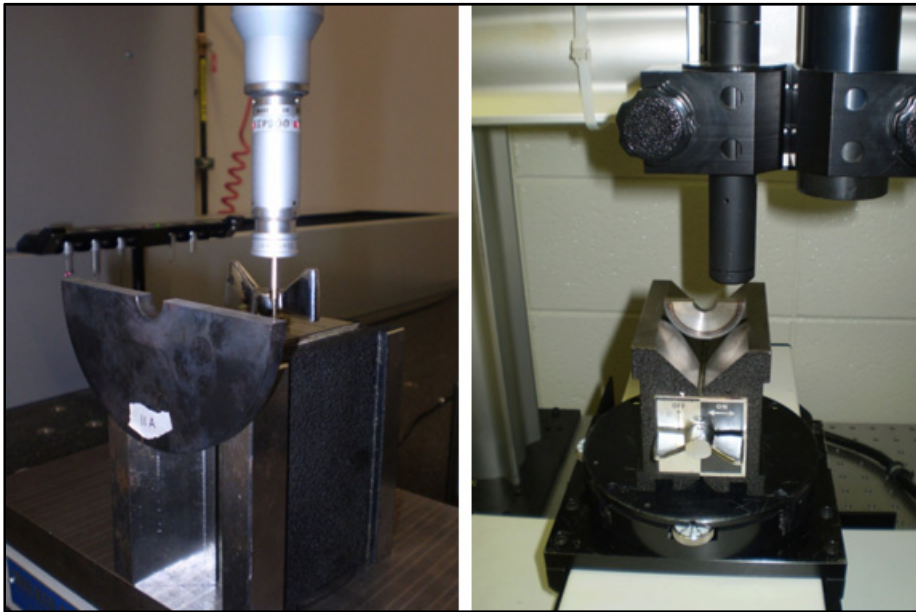


Figure 3.20 Photos de la mesure par MMT (gauche) et par crayon optique confocal (droite)

Une autre différence entre les deux méthodes se trouve au niveau de la mesure près des bords. Dans le cas de la MMT, les premières rangées de points doivent être mesurées à une distance minimale pour éviter que le palpeur ne glisse en dehors de la surface et se brise ou

pour éviter que la machine ne détecte une collision et mette fin au programme de mesure. Dans le cadre de cette thèse, cette distance a été fixée à 250  $\mu\text{m}$  en se basant sur l'expérience acquise au laboratoire de métrologie. D'un autre côté, le crayon confocal permet lui de mesurer la surface en entier sans danger. En fait, la zone balayée par le crayon est systématiquement spécifiée plus large que la surface de coupe afin d'être sûr de bien la couvrir au complet. Les points aberrants tombant à l'extérieur de la surface sont facilement enlevés à l'étape d'alignement. Les points mesurés sur la bavure produite par l'électroérosion sont mesurés mais ne sont pas considérés dans les calculs tel qu'expliqué dans la section suivante.

### **3.3.1.3 Alignement des données brutes**

À la fin des mesures, les points relevés avec la MMT ou le crayon optique sont sauvegardés par rapport au référentiel machine dans des fichiers bruts. La mesure de chaque moitié étant faite en deux temps pour des disques percés au centre (deux surfaces de coupe), cette étape produit deux nuages de points par côté. La première étape du traitement des données consiste donc à aligner ces nuages des points bruts par rapport à un modèle aux dimensions théoriques (repositionner le référentiel). Cette étape est parfois appelée nivelage. Pour ce faire, le logiciel POLYWORKS® a été utilisé. Il s'agit d'un logiciel spécialisé conçu spécifiquement pour le traitement des nuages de points de mesure. Les étapes principales de traitement dans ce logiciel sont : ouverture d'un modèle CAO de demi-disque (format IGES), ouverture des différents nuages de points, suppression des points de mesure aberrants, création d'un plan des moindres carrés à travers les données restantes, création des axes X et Y pour définir les bords de la surface mesurée, création de l'origine des données à l'intersection des deux vecteurs, alignement des données sur le modèle (de type plan/axe/point) et comparaison des données mesurées par rapport au modèle. Cette dernière étape nécessite quelques explications.

La comparaison entre les points mesurés et le plan parfaitement droit du modèle est effectuée selon une grille de coordonnées établie par l'utilisateur. À chaque coordonnée de cette grille,

le logiciel trouve tous les points mesurés qui se trouvent à l'intérieur d'une sphère virtuelle de rayon spécifié par l'utilisateur, calcule leur position et la compare avec le plan parfait du modèle (selon Z). Le résultat de la comparaison est donc l'altitude moyenne de tous les points contenus dans le volume de la sphère. Dans le cas de la MMT, les sphères contiennent un seul point (le point de mesure à cette même position X-Y). Pour le crayon optique, les sphères contiennent en général plusieurs points étant donné la discrétisation plus importante de la surface et permettent donc un premier lissage. Ajoutons que dans le cas du crayon optique, la grille de comparaison commence à une certaine distance des bords (même si la surface entière est mesurée dans ce cas) afin d'éviter de considérer les points sur la bavure d'électroérosion. Ce point est détaillé à la section 3.4.3.3. Finalement, les fichiers de comparaison sont exportés en format EXCEL® sous la forme : x, y, z, déviation en Z. Dans le cas des disques percés au centre, chaque échantillon résulte en quatre fichiers de comparaison (deux surfaces de coupes x deux côtés du trou). La figure suivante montre un exemple d'alignement dans le logiciel POLYWORKS®.

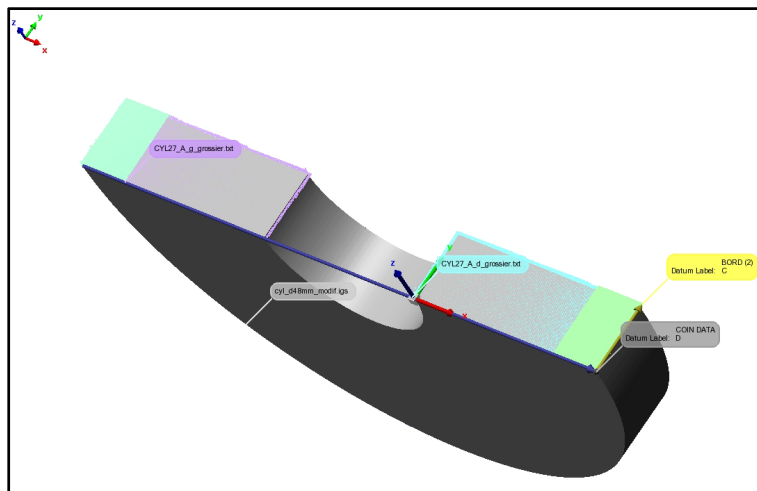


Figure 3.21 Alignement des points bruts sur un modèle théorique dans POLYWORKS®



### 3.3.1.4 Traitements des données alignées

Les mesures de hauteur contenues dans les fichiers de comparaison doivent subir certains traitements avant d'être utilisées pour le calcul des contraintes. En particulier, un lissage des données doit être appliqué car une erreur locale dans la mesure de hauteur sera fortement amplifiée lors du calcul des contraintes (Prime, 2001); surtout dans le cas d'un matériau rigide comme l'acier.

Un premier programme MATLAB® (Traitement\_CMM\_deuxbords.m) a été développé afin d'effectuer automatiquement toutes les étapes de traitement des données suivantes : réorganisation des données sous forme de matrice, réarrangement des données selon y pour un des deux côtés (pour tenir compte du fait qu'il a été mesuré à l'envers par rapport au premier côté), calcul de la moyenne des hauteurs mesurées pour les deux paires de surface en vis-à-vis de chaque côté de la coupe (minimisation des erreurs de cisaillement), calcul de la moyenne des deux résultats de chaque côté du trou central (moyenne des quatre surfaces initiales), affichage des données brutes, application d'un premier filtre utilisant la moyenne locale, affichage des données moyennées, lissage paramétrique par des polynômes cubiques à deux variables morceau par morceau (fonction *CSAPS*), extrapolation linéaire des données sur les bords et trinéaire aux coins (sur la distance de sécurité), affichage des données lissées et extrapolées et calcul de la qualité du lissage (somme des erreurs au carré, résidus, etc.). La figure suivante montre un exemple d'une surface de mesure d'un disque aux différentes étapes de traitement (disque B2 décrit à la section 3.4.1, mesure avec MMT).

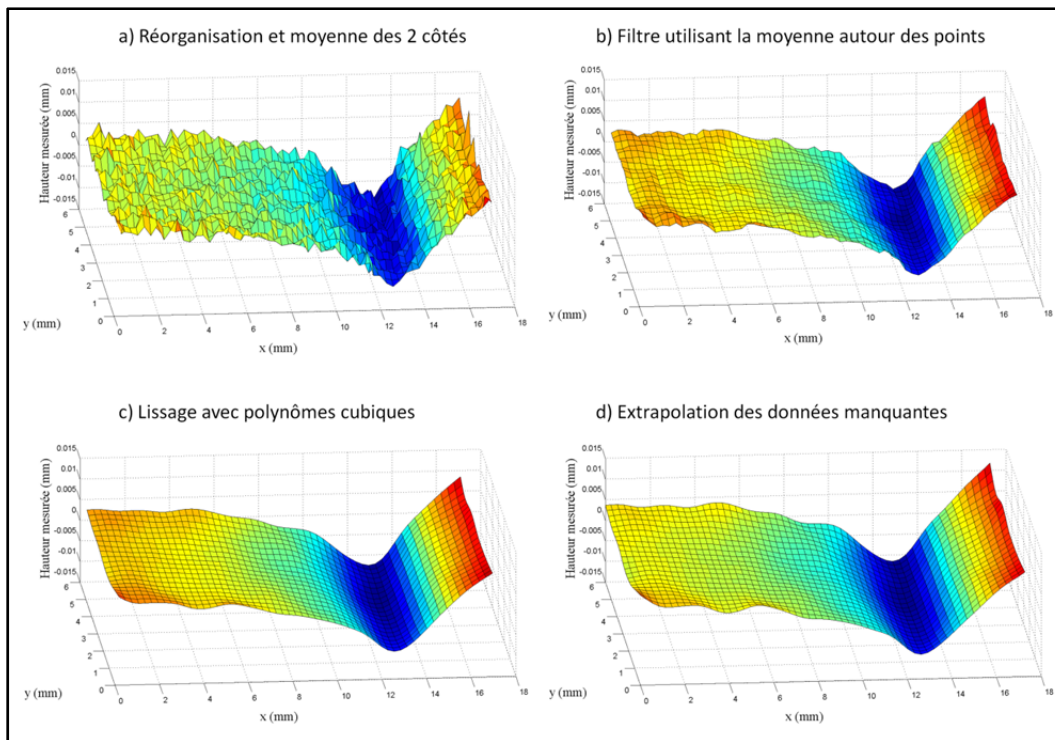


Figure 3.22 Traitement des hauteurs mesurées sur une surface de coupe dans MATLAB®

Le fait d'utiliser la moyenne des surfaces des deux côtés du trou suppose implicitement un état axisymétrique des contraintes, ce qui devrait être le cas pour les disques tournés puis traités par induction. Cette hypothèse est confirmée par la grande similarité des profils mesurés de part et d'autre du trou pour tous les disques.

Le premier filtre utilisant la moyenne locale (*moving average filtering*) permet de remplacer chaque point par la moyenne des points autour et de sa propre valeur initiale (moyenne de 9 points pour les points au centre). Il a été utilisé avec succès par d'autres chercheurs (Zhang *et al.*, 2004). Il permet de ne pas inclure les points aberrants, qui peuvent apparaître localement sur la surface de coupe, dans la détermination des polynômes de lissage. Ce genre de filtre est très efficace pour enlever une bonne partie du bruit dans les mesures sans adoucir de façon significative les maximums et minimums mais n'est pas suffisant à lui seul comme il sera montré plus loin (section 3.4.3.3). Ensuite, l'utilisation de polynômes cubiques permet un lissage paramétrique; c'est-à-dire pouvant être contrôlé par l'utilisateur au moyen d'un

paramètre  $p$ . Cette variable doit être comprise entre 0 (plan des moindres carrés) et 1 (aucun lissage). Le choix de  $p$  a un impact significatif sur les contraintes finales. Une valeur de  $p$  trop élevée aura tendance à laisser beaucoup d'oscillations dans les hauteurs mesurées qui se traduiront par des oscillations irréalistes dans le profil des contraintes. D'un autre côté, une valeur de  $p$  choisie trop faible entraînera un lissage excessif et par le fait même l'adoucissement des maximums et minimums dans le profil des contraintes. Une valeur de  $p = 0,95$  a été retenue en se basant sur plusieurs essais sur des profils réels provenant de disques traités par induction. Elle permet d'enlever la grande majorité des oscillations sans lisser de façon excessive. Le choix de ce paramètre est discuté en détails à la section 3.4.3.3.

Une fois ces traitements effectués, un deuxième programme (`convertisseur_grille.m`) permet de calculer les hauteurs de la surface selon la même grille que le modèle d'éléments finis en utilisant des fonctions cubiques comme celles utilisées par le premier programme. Aucun lissage n'est appliqué à cette étape par contre ( $p = 1$ ). Il ne s'agit que d'une interpolation selon une grille de coordonnées adaptée au passage vers ANSYS®. Il est important de noter que cette étape d'interpolation est ajoutée pour éviter que le logiciel ANSYS® n'interpole lui-même (linéairement) dans la table des hauteurs qu'il reçoit. Finalement, le programme procède à l'écriture d'un fichier texte pouvant être lu directement par le logiciel d'éléments finis. La première ligne et la première colonne représentent les positions  $X$  (radiale) et  $Y$  (selon l'épaisseur) respectivement. Toutes les autres valeurs du fichier sont les hauteurs en  $Z$  obtenues après les traitements décrits précédemment. Les programmes décrits dans cette section sont fournis à l'Annexe V.

### **3.3.1.5 Calcul des contraintes résiduelles**

La dernière étape de la méthode des contours consiste à déterminer l'unique distribution des contraintes résiduelles correspondant à la déformée mesurée après coupe. Le logiciel d'éléments finis ANSYS® a été utilisé pour ce faire. Le programme crée un modèle du disque, lit la table des hauteurs en entrée et impose l'opposé de ces mesures comme des déplacements normaux (en  $Z$ ) aux nœuds correspondants (`programme_contour_cylindres`

présenté à l'Annexe V). Afin d'alléger les calculs, un quart du disque est modélisé seulement en utilisant les blocages appropriés au plan de symétrie. Cela est possible étant donné le traitement des données qui résulte en une seule table des hauteurs (moyenne des quatre surfaces de coupe initiales). Une analyse de convergence a permis de choisir les deux maillages pour les calculs des contraintes dans les deux géométries. Un maillage plus fin que ce qui est requis pour atteindre la convergence a été choisi afin de garantir cette dernière pour différents profils mesurés. Des éléments linéaires de type brique à 8 nœuds composent ces modèles. Le maillage est raffiné angulairement près de la coupe et les équations de couplages requises sont définies à l'interface avec la zone grossière. Les blocages (autres que ceux utilisés pour simuler le plan de symétrie) ne font qu'empêcher les mouvements de corps rigide et garantissent donc automatiquement l'auto-équilibrage des contraintes résiduelles calculées. La Figure 3.23 montre les maillages retenus pour les deux géométries. La surface au plan de coupe contient 1380 et 2660 points pour les disques de  $\varnothing = 48$  mm et 106 mm respectivement.

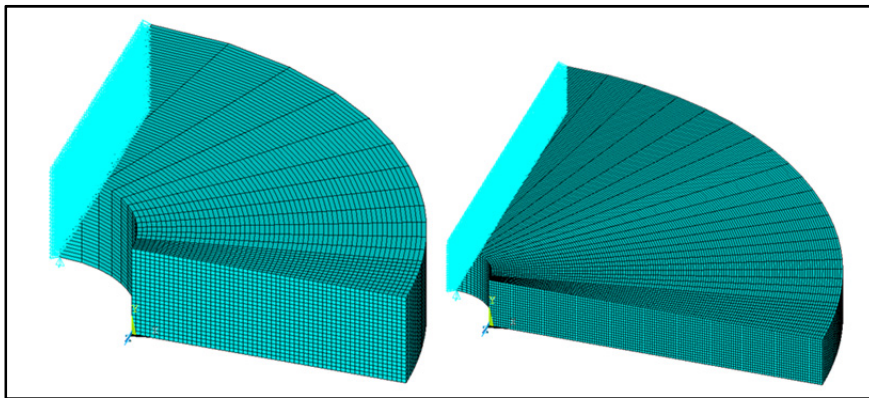


Figure 3.23 Maillages retenus pour le calcul des contraintes résiduelles par la méthode des contours :  
disque  $\varnothing = 48$  mm (gauche) et disque  $\varnothing = 106$  mm (droite)

Le comportement du matériau est purement élastique et linéaire étant donné l'hypothèse de relâchement élastique des contraintes résiduelles. Les propriétés du matériau utilisées dans les calculs sont  $E = 210$  GPa et  $\nu = 0,3$ . Le résultat du calcul par éléments finis est une

cartographie 2D de la contrainte résiduelle normale au plan de coupe. La Figure 3.24 montre un exemple de calcul où les zones de compression et tension sont bien évidentes.

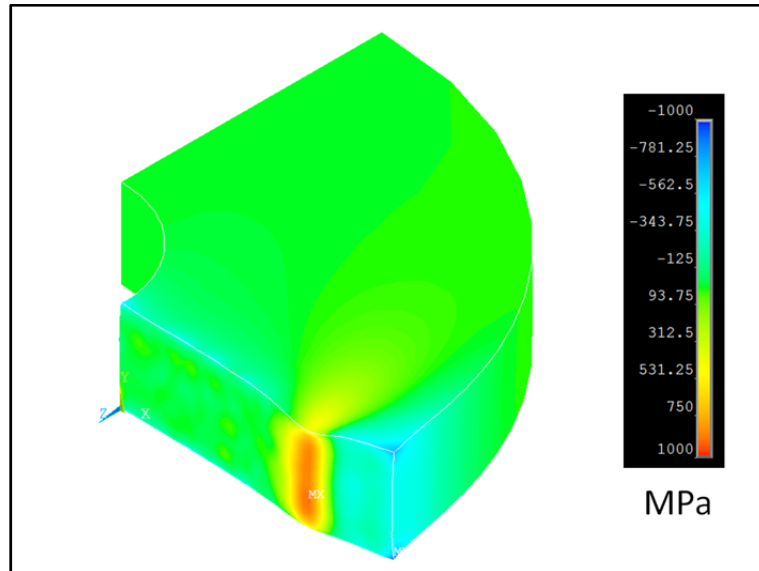


Figure 3.24 Exemple de calcul par éléments finis des contraintes résiduelles tangentielle correspondantes aux déplacements normaux mesurés au plan de coupe

Précisons en terminant que l'application de la méthode des contours sur des disques sans induction, faits du même acier et ayant subi des traitements de relâchement des contraintes au four, a permis d'estimer l'erreur de mesure de la technique complète à  $\pm 100$  MPa si la MMT est utilisée pour mesurer les surfaces coupées (Annexe VI).

### 3.4 Mise en application des deux méthodes de mesure des contraintes résiduelles

Cette section présente les résultats des essais préliminaires mis en place pour tester la diffraction de rayons X ainsi que la méthode des contours sur des géométries simples.

### 3.4.1 Traitements par induction pour validations préliminaires

Deux traitements par induction préliminaires ont été développés afin de tester et d'optimiser les méthodes de mesure de contraintes résiduelles sur les disques de 48 mm. Les paramètres retenus permettent d'obtenir deux profondeurs durcies très différentes et ainsi de potentiellement mettre en relief les forces et faiblesses de chaque méthode. Le Tableau 3.8 résume les paramètres d'induction mesurés par la machine pour ces recettes.

Tableau 3.8 Paramètres d'induction des recettes préliminaires pour les petits disques

Recette	Préchauffe			Diffusion	Chauffe finale		
	P* (kW)	Temps (s)	f (kHz)	Temps (s)	P* (kW)	Temps (s)	f (kHz)
A	-	-	-	-	18	1.5	220
B	8	4.2	10	0.2	19	2	225

\* Les puissances programmées pour atteindre ces valeurs avec la machine EFD sont: Recette A : 0 %HF (18 kW), Recette B : 0.8 %MF (8 kW) et 4 %HF (19 kW).

Pour les puissances (P) et fréquences (f), les valeurs présentées dans le tableau sont les moyennes enregistrées par le système d'acquisition de la machine (système RTM®). Les vitesses de rotation durant la chauffe et la trempe sont 360 et 240 tr/min respectivement pour la recette A et 600 et 50 tr/min pour la recette B. Ces traitements ont été appliqués sur quatre disques pour la recette A et trois disques pour la recette B. Dans tous les cas la dureté à cœur était d'environ 48 HRC avant induction et le matériau était de grade aéronautique (voir Tableau 3.3) sauf pour le disque Ai1 (acier 4340 régulier à 38 HRC). Le tableau suivant résume l'utilisation de ces disques.

Tableau 3.9 Matrice d'essai des disques préliminaires

Nom	Recette	Dureté (HRC)	Ø (mm)	Détails sur l'utilisation
A1	A	48	48	DRX chez Proto manufacturing
A2	A	48	48	MDC (coupe fil 152 µm, MMT)
A3	A	48	48	MDC (coupe fil 254 µm, MMT et confocal)
A4	A	48	48	DRX à l'ÉTS
B1	B	48	48	MDC (coupe fil 152 µm, MMT et confocal)
B2	B	48	48	MDC (coupe fil 152 µm, MMT et confocal)
B3	B	48	48	DRX à l'ÉTS
Ai1	aucune	38	48	DRX à l'ÉTS, Contraintes avant induction
Ai2	aucune	48	106	DRX à l'ÉTS, Contraintes avant induction

### 3.4.2 Mise en application de la diffraction de rayons X

Des essais préliminaires ont été effectués pour tester la DRX sur les échantillons de type disque mince. Le but de ces essais était de déterminer l'approche à adopter pour les campagnes de mesure présentées au chapitre suivant. Il est important de noter que les résultats de mesure qui suivent ont été obtenus sur des disques entiers pour le cas  $\varnothing = 48$  mm et sur des demi-disques pour le cas  $\varnothing = 106$  mm. Des simulations de redistribution des contraintes par éléments finis ont permis de valider cette approche (voir Annexe IV).

#### 3.4.2.1 Contraintes résiduelles avant traitement par induction

Tout d'abord, il est intéressant de mesurer les profils de contraintes résiduelles dans des disques n'ayant pas reçu de traitement par induction. Cela permet de documenter l'état des contraintes après usinage et avant l'application du durcissement surfacique. Un disque de 48 mm (Ai1) ainsi qu'un autre de 106 mm (Ai2) ont été utilisés pour faire cette vérification (voir Tableau 3.9). Les contraintes ont été mesurées par DRX dans les deux directions (tangentielle et axiale) pour Ai1 et dans la direction tangentielle seulement pour Ai2 car ce sont ces directions qui seront mesurées dans les campagnes de mesure du chapitre suivant. La Figure 3.25 présente les mesures brutes. Sur cette figure, seule la correction pour la constante élastique est appliquée (3.2.1.6). La correction pour enlèvement de matière nécessiterait

l'interpolation des données (avec des polynômes cubiques par exemple) pour évaluer les contraintes aux profondeurs utilisées pour la matrice de correction. Or, ce processus n'est pas adapté à ces mesures car le choix de ces fonctions d'interpolation et des profondeurs de mesure est optimisé pour les profils d'induction. Concrètement, cela engendrerait des oscillations près de la surface pour ce profil s'auto-équilibrant sur une si faible profondeur (moins de 200  $\mu\text{m}$ ). L'application d'une telle correction ne changerait de toute manière rien à la conclusion de cette section.

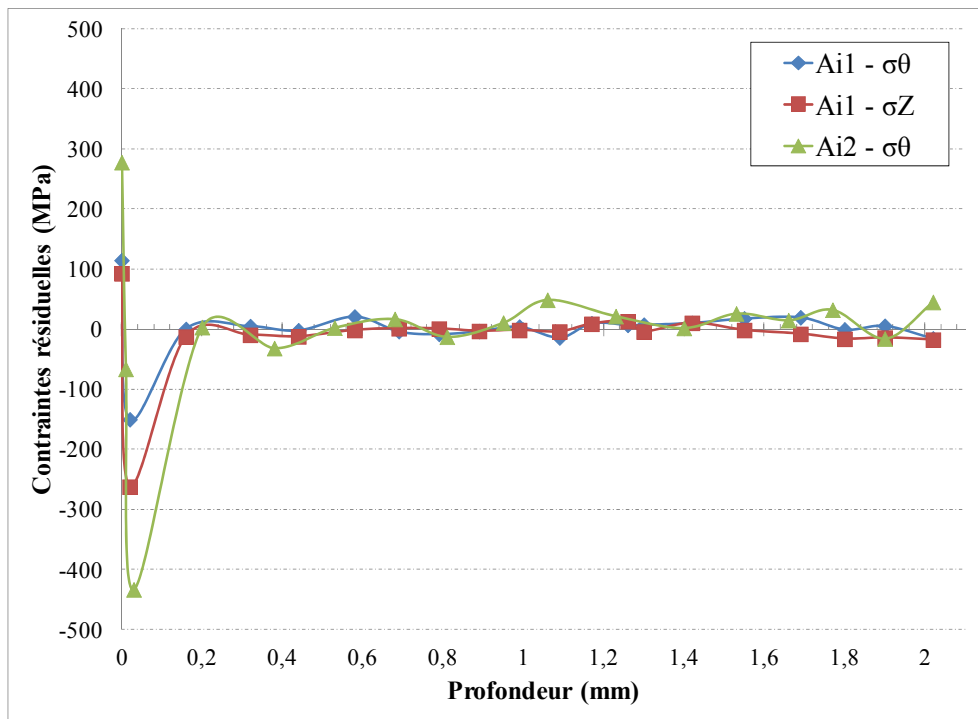


Figure 3.25 Contraintes résiduelles mesurées par DRX dans des disques sans induction

Tous les profils sur la figure précédente passent rapidement de la tension à la compression sur une distance d'au plus 0,2 mm pour ensuite revenir osciller autour de zéro aux points plus en profondeur. Ces contraintes résiduelles d'usinage n'affectent qu'une faible profondeur comparativement à l'induction. Il est évident qu'un pas de profondeur beaucoup plus fin serait requis pour bien décrire ce gradient de contraintes près de la surface, ce qui n'était pas l'objectif ici. De plus, la quasi absence de contraintes résiduelles à cœur n'est pas surprenante



étant donnée l'importance des revenus au four appliqués pour obtenir les microstructures à cet endroit (section 3.1.2). Ces résultats, une fois comparés avec ceux des sections suivantes, permettent de mettre clairement en relief l'impact important du traitement par induction sur les contraintes résiduelles. Notons qu'une partie de ces contraintes d'usinage est probablement relâchée durant la montée rapide en température de la chauffe par induction. En terminant, ces résultats tendent à prouver que la méthode d'électropolissage n'introduit pas de contraintes supplémentaires, que le diffractomètre est bien aligné et que les erreurs liées à la courbure des surfaces de mesure sont négligeables pour ces deux géométries; car sinon des contraintes non nulles seraient observées à cœur sur la Figure 3.25.

#### **3.4.2.2 Contraintes résiduelles mesurées après le traitement A**

Concernant la recette A, la Figure 3.26 et la Figure 3.27 présentent les résultats de mesure par diffraction sur le disque A4 dans les directions tangentielle et axiale respectivement (à mi-épaisseur et sur le diamètre extérieur). À titre de comparaison, des résultats bruts (sans correction) obtenus sur un disque identique (A1) par le manufacturier du diffractomètre en utilisant des paramètres de diffraction similaires sont aussi montrés. Les mesures sur le disque A4, réalisées à l'ÉTS, sont corrigées pour la constante élastique et pour l'enlèvement de matière tel que décrit précédemment.

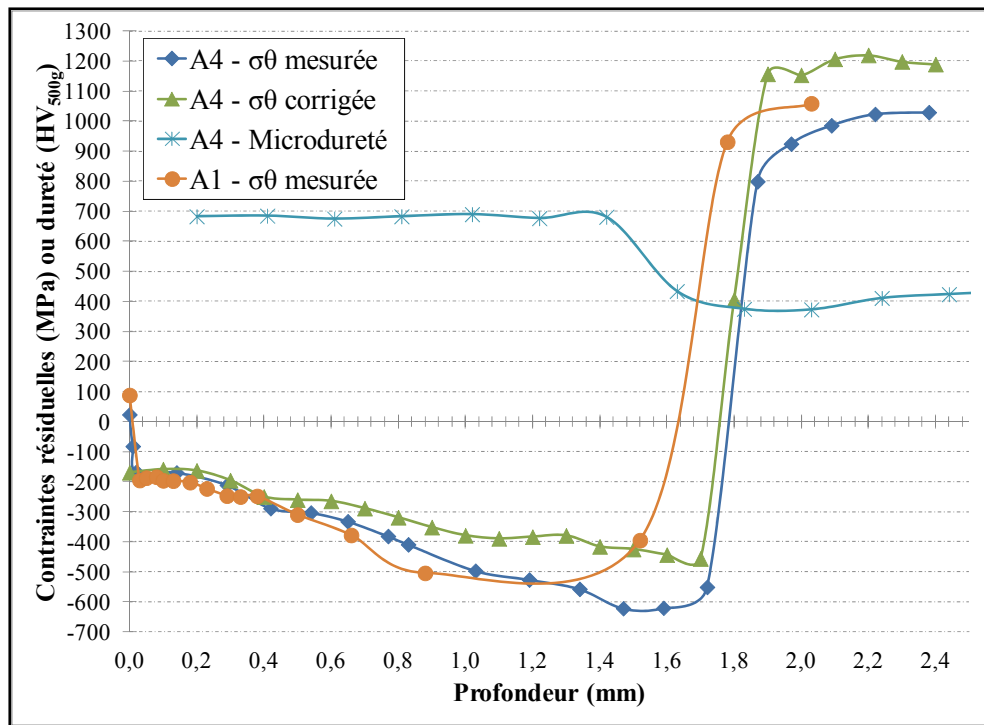


Figure 3.26 Résultats de DRX pour la recette préliminaire A dans la direction tangentielle

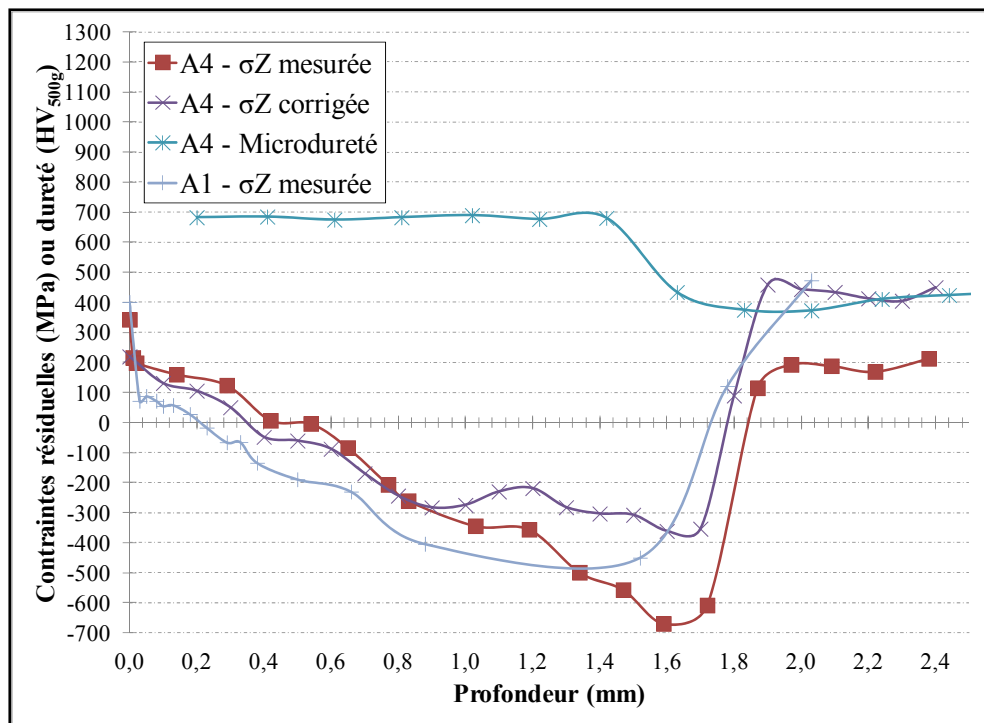


Figure 3.27 Résultats de DRX pour la recette préliminaire A dans la direction axiale

Premièrement, il est utile de comparer les résultats bruts de ces deux disques supposés similaires mais mesurés différemment. Dans les deux cas, le premier point mesuré en surface est en légère tension. Cela s'explique entre autres par le fait que les traitements par induction à l'ÉTS sont effectués à l'air libre. Cette zone de faible tension correspond à la fine couche d'oxyde (environ 10  $\mu\text{m}$ ) formée à la surface pendant la chauffe à haute température. Pour les pièces de production, la rectification post-induction élimine cette zone et elle n'est donc pas perçue comme un problème. Pour la direction axiale, il faut ajouter le fait que les contraintes résiduelles ont une tendance naturelle à passer en tension près de la surface lorsque la profondeur durcie est plus importante dans des disques minces. Les modèles d'éléments finis développés pour l'introduction de contraintes résiduelles artificielles par des gradients thermiques axisymétriques similaires à ceux générés par l'induction ont permis d'observer exactement les mêmes tendances pour ce genre de géométrie. Pour le reste des profils il est clair sur les figures que les résultats corréleront seulement en direction tangentielle près de la surface (considérant l'erreur de la méthode d'environ  $\pm 37$  MPa déterminée à l'Annexe I). Cette observation peut s'expliquer en partie par le simple fait que les géométries des poches d'électropolissage sont différentes pour les deux disques. En effet, pour le disque A1 une poche rectangulaire de largeur égale à l'épaisseur du disque a été utilisée selon les photos fournies par la compagnie. Il est donc probable que cela modifie particulièrement le résultat pour la mesure en direction axiale. Il est cependant difficile de corriger ces profils pour enlèvement de matière n'ayant pas les dimensions exactes de la poche utilisée dans ce cas et surtout parce qu'une telle poche viole automatiquement l'hypothèse d'uniformité des contraintes dans le plan (section 3.2.2.2). De plus, il est normal d'observer une meilleure corrélation entre les profils près de la surface qu'à cœur étant donné l'effet grandissant du relâchement par enlèvement de matière avec la profondeur. La comparaison des résultats bruts semble donc cohérente en général.

Deuxièmement, il est intéressant de comparer les profils bruts et corrigés pour le disque A4 sur les deux figures précédentes. Rappelons d'abord que les étapes de traitement des données brutes sont les suivantes : corriger les mesures brutes pour tenir compte de la constante élastique locale (valeur de la zone durcie ou de la zone sur-revenue dès que les pics de

diffraction changent), enlèvement du ou des points surfaciques mesurés dans l'oxyde, interpolation des profils avec des polynômes cubiques morceau par morceau pour estimer les contraintes aux profondeurs exactes des matrices  $\mathbf{K}'$  (0,0; 0,1; 0,2; etc.) et finalement correction pour enlèvement de matière. La correction pour enlèvement de matière augmente naturellement avec la profondeur tandis que la constante élastique réelle en zone sur-revenue est la plus éloignée de l'estimé de départ utilisé pour les mesures brutes (Tableau 3.7). Ces deux observations font que les corrections sont de plus en plus importantes plus la profondeur augmente (autour de 300 MPa pour les mesures les plus profondes).

Troisièmement, les profils de contraintes résiduelles corrigés du disque A4 peuvent être comparés avec le profil de microdureté Vickers mesuré au même endroit et tracé sur les figures précédentes. Les résultats semblent globalement suivre les tendances annoncées dans la revue de littérature en ce qui concerne la transition de la compression vers la tension survenant à une profondeur avoisinant la profondeur durcie (1,58 mm en utilisant la profondeur à laquelle la dureté retombe à la valeur moyenne à cœur de 484 HV). Dans le cas étudié, la transition vers la tension semble s'effectuer environ 0,19 mm après cette profondeur durcie pour être précis. Rappelons que l'erreur sur la mesure de profondeur est de l'ordre de  $\pm 0,02$  mm. Cette différence est donc significative. La zone de transition (zone 2 sur la Figure 3.4) semble donc être complètement en compression suivie d'une zone de forte tension vis-à-vis la zone sur-revenue (zone 3). On constate sur les deux figures que les contraintes sont beaucoup plus importantes en direction tangentielle; ce qui semble logique pour un disque mince (la contrainte axiale doit être nulle aux surfaces libres du dessus et du dessous). On remarque également que les profils sont presque exempts d'oscillations et présentent des formes tout à fait plausibles pour des contraintes résiduelles d'induction. L'ensemble de ces observations portent à croire que la DRX combinée aux différentes méthodes de correction proposées peut être un outil efficace pour déterminer le profil des contraintes résiduelles dans des pièces induites avec un traitement typique des pièces de production.

### 3.4.2.3 Contraintes résiduelles mesurées après le traitement B

Les contraintes résiduelles engendrées par la recette B sont également intéressantes à mesurer étant donné que cette recette est très différente et a notamment une profondeur durcie beaucoup plus importante (3,79 mm). La Figure 3.28 montre les résultats bruts obtenus sur le disque B3 ainsi que le profil de dureté correspondant.

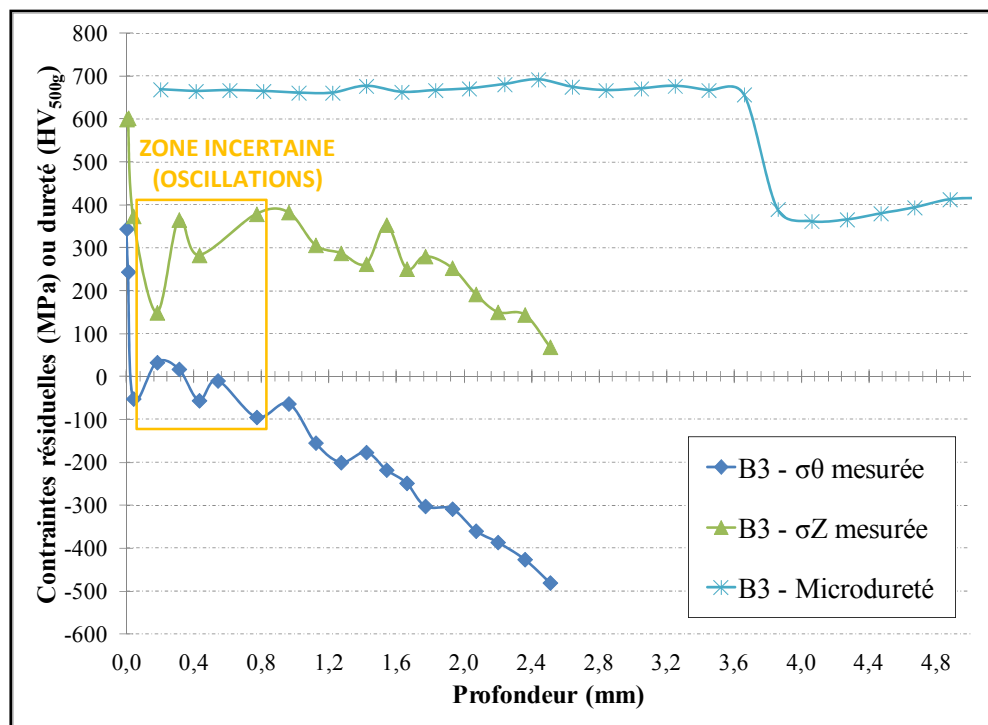


Figure 3.28 Résultats de DRX pour la recette préliminaire B

Comme annoté sur cette figure, les points de mesure jusqu'à environ 1 mm ne peuvent pas être considérés comme étant précis car des oscillations importantes dans les graphiques de  $d$  vs  $\sin^2\Psi$  des deux directions (non montrés ici) ont été observées au laboratoire. Or, la méthode de calcul implantée dans le logiciel du diffractomètre est fondée sur la linéarité de cette courbe. Des mesures à d'autres endroits sur la périphérie du disque B3 et sur deux autres disques traités avec la recette B ont permis de confirmer que le problème est lié à ce traitement d'induction et non au disque B3 lui-même. Ce type de phénomène est

généralement associé à la présence de texture cristallographique ou à de gros grains. L'inspection visuelle de la surface extérieure du disque a permis d'identifier des traces indiquant un début de fusion à quelques endroits. Il s'agit donc probablement d'un cas extrême en induction. Le profil de microdureté n'indique par contre aucune irrégularité dans cette zone comme le montre la Figure 3.28. Il serait hasardeux de corriger ces profils étant donné le manque de données fiables sur une profondeur aussi importante. C'est pourquoi seules les données brutes sont tracées sur le graphique.

Hormis ce problème avec certains graphiques  $d$  vs  $\sin^2\Psi$ , on constate sur la Figure 3.28 que cette recette est beaucoup trop profonde pour être mesurée correctement par la méthode de mesure par DRX. En effet, il serait difficile de mesurer des contraintes résiduelles par DRX jusqu'à 4 ou 5 mm (jusqu'au pic de tension) pour ce cas car l'accès sera trop restreint pour les rayons X et la tête du goniomètre pourra difficilement être ajustée en hauteur avec la pointe (elle doit être enlevée avant de mesurer en utilisant le faible jeu disponible). Les résultats de la figure précédente tendent quand même à montrer qu'une profondeur durcie aussi importante n'est pas souhaitable car elle risque de laisser de la tension dans les deux directions près de la surface. Ces résultats mettent clairement en évidence la nécessité de développer une autre méthode de mesure complémentaire pour mesurer des contraintes résiduelles très profondes.

### 3.4.3 Mise en application de la méthode des contours

Cette section décrit les différents essais effectués afin de tester et développer la méthode des contours pour la mesure de contraintes résiduelles dans des pièces induites. Les résultats sont cette fois présentés dans l'ordre des étapes de la méthode des contours pour plus de clarté. Seules les contraintes tangentielles sont mesurées par cette méthode.

### 3.4.3.1 Effet des conditions de coupe sur les contraintes mesurées

La qualité de la coupe par électroérosion peut avoir un effet significatif sur les résultats de la MDC. C'est pourquoi il est nécessaire de comparer les contraintes mesurées avec différentes conditions de coupes. La Figure 3.29 illustre les résultats obtenus en zone surfacique pour deux disques traités avec la même recette : A2 (coupe avec fil de  $\varnothing = 152 \mu\text{m}$ ) et A3 (coupe avec fil de  $\varnothing = 254 \mu\text{m}$ ). La mesure des surfaces a été faite par MMT dans les deux cas. Le profil de microdureté donne une profondeur durcie de 1,58 mm. Les contraintes résiduelles tangentielles mesurées par DRX et corrigées sur le disque A4 (Figure 3.26) sont rapportées à titre de comparaison étant donné qu'il a subi le même traitement. Tous les résultats présentés sur la figure sont pour la mi-épaisseur du disque. Cependant, il ne faut pas perdre de vue que la méthode des contours possède l'avantage de fournir les contraintes résiduelles en 2D partout le long du plan de coupe et peut donc mesurer des contraintes à des endroits inaccessibles par DRX.

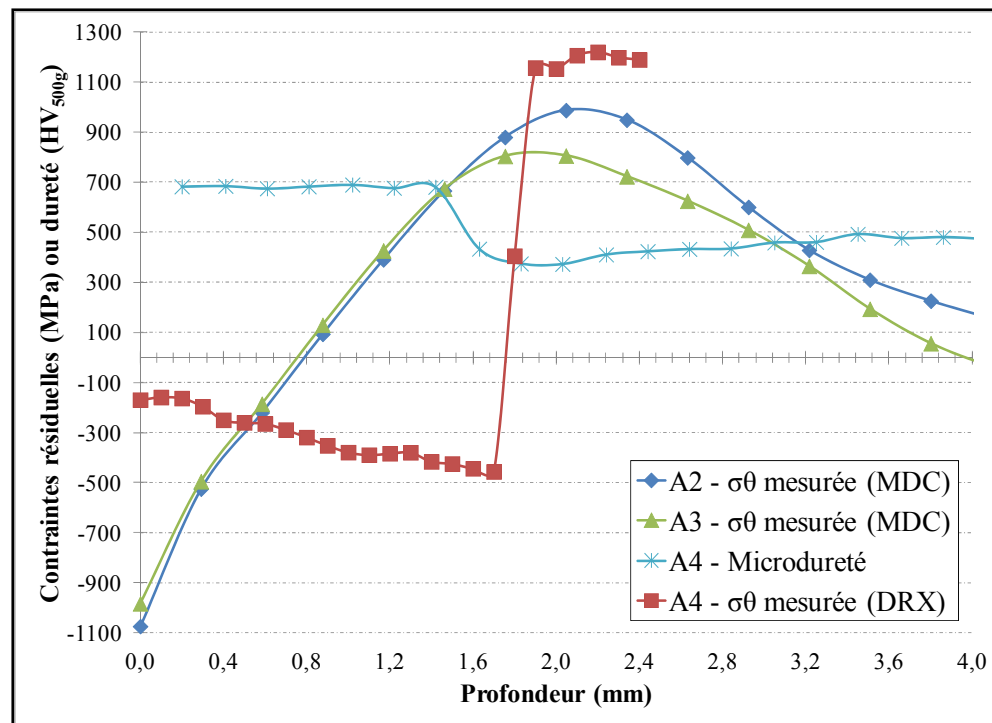


Figure 3.29 Influence de la coupe sur les contraintes obtenues par la méthode des contours pour le traitement A

On constate sur cette figure que les deux coupes ne donnent pas les mêmes résultats à partir de 1,6 mm de profondeur. Les différences entre les deux profils sont significatives considérant l'estimation d'erreur de la méthode (Annexe VI :  $\pm 100$  MPa). De plus, la méthode des contours semble incapable de décrire correctement le gradient de contraintes sévère présent en surface car aucun plateau en compression n'est observé; ce qui serait attendu pour une profondeur durcie de 1,58 mm. Les contraintes résiduelles mesurées près de la surface plongent plutôt vers des valeurs qui semblent irréalistes en comparant avec celles de la DRX qui est elle extrêmement précise près de la surface (si la couche oxydée n'est pas considérée). Le disque A2 donne des contraintes résiduelles significativement plus élevées en zone de tension que le disque A3. La coupe avec fil de 152  $\mu\text{m}$  peut être supposée plus précise pour plusieurs raisons: fil plus fin, coupe plus lente, paramètres d'électroérosion moins agressifs (ampérage, puissance, etc.), etc. Visuellement, les surfaces des coupes faites avec du fil de 254  $\mu\text{m}$  présentent toutes une très fine coloration en arc-en-ciel (oxydes) laissant supposer une température locale trop élevée lors de la coupe. Cela tend à confirmer que les contraintes résiduelles auraient été relâchées partiellement à cause d'un effet thermique avant même le passage du fil. Du point de vue de la mesure, toutes ces coupes possèdent également de plus grosses bavures près des bords. Ces observations expliquent probablement pourquoi les résultats du disque A2 sont plus proches de ceux de DRX au niveau de l'amplitude de tension et de la position du maximum de tension et sont donc probablement plus précis que ceux du disque A3 (en zone de tension du moins).

Le fait que les contraintes de tension mesurées avec la MDC sont plus faibles que celles mesurées par la DRX pourrait s'expliquer par un argument d'auto-équilibrage. En effet, le calcul par éléments finis avec blocages minimums garantit que le profil de contraintes résiduelles est auto-équilibré. Or, le changement de signe en contrainte survenant aussi rapidement dans la couche durcie fait qu'il y a moins de compression en surface à contrebalancer par de la tension en zone de sur-revenu. Bref, une source d'erreur près de la surface (en zone de compression) pourrait affecter indirectement la zone de tension plus profonde.



Plusieurs autres causes d'erreur peuvent expliquer pourquoi la méthode des contours est incapable de décrire correctement les contraintes pour la recette A. Tout d'abord, la MDC manque de précision près de la surface à cause de la moins bonne qualité de la coupe (bavure, coupe sur une largeur partielle, arc électrique instable, etc.). Ce phénomène peut être responsable d'une partie du problème en surface même si beaucoup de précautions ont été prises pour minimiser son influence (coupe du rayon extérieur vers l'intérieur, bavure enlevée le plus possible des données brutes, etc.).

Ensuite, le gradient des contraintes est relativement sévère et très proche de la surface comparativement à la plupart des applications présentées dans la littérature pour la MDC. Durant l'électroérosion, le fil coupe tout ce qui se trouve dans une certaine zone d'érosion autour de lui. La largeur de coupe est donc systématiquement plus grande que le diamètre du fil d'environ 40 % (Prime, 2001). Il est donc possible que dans le cas de la recette A, un effet de sur-érosion causé par la fermeture des lèvres de la coupe derrière le fil vienne fausser les résultats près de la surface étant donné les gradients plus sévères dans ce cas. La Figure 3.30 illustre cet effet.

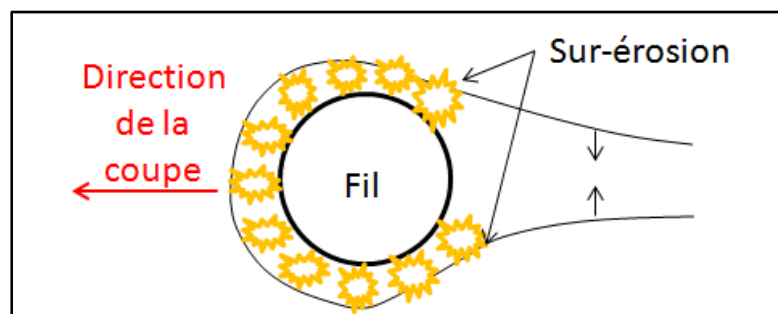


Figure 3.30 Mécanisme de fermeture des lèvres de la coupe

Comme l'illustre la figure précédente, les points au début de la coupe étant initialement en compression, ils auront tendance à « sortir » par rapport au plan initial après le relâchement au passage du fil et donc à diminuer la largeur de coupe derrière ce dernier. Au début de la coupe (près de la surface), le fil est à peine entré dans la matière et les surfaces de coupe fraîchement créées ne peuvent donc pas trop se déplacer étant donné les contraintes imposées

par le matériau aux alentours. Par contre, à partir d'une certaine distance parcourue par le fil en zone de compression, il est possible que les surfaces situées derrière le fil soient « sur-érodées » car elles se déplacent assez pour entrer de nouveau ou pour rester dans la zone d'érosion. Cela pourrait faire que les points très près de la surface (non sur-érodés) paraissent plus hauts, c'est-à-dire plus en compression qu'ils ne devraient l'être. Cela n'est qu'une hypothèse qui demanderait une vérification complexe pendant une coupe réelle ou de multiples simulations. Mentionnons que Prime et Kastengren (2010) soutiennent qu'en pratique, lorsque le fil coupe en zone de compression les lèvres de la coupe se referment juste après le passage du fil (assez pour entrer en contact selon eux) et restreignent donc cet effet. Cette hypothèse paraît plus ou moins réaliste pour la présente étude. En effet, le fil le plus fin de 152  $\mu\text{m}$  doit couper une rainure de plus de 200  $\mu\text{m}$  en considérant ce qui a été dit au paragraphe précédent. Or, l'amplitude totale des déplacements normaux mesurés après coupe complète étaient d'environ 50  $\mu\text{m}$  pour la recette A et 20  $\mu\text{m}$  pour la recette B. Il semble évident que les lèvres n'ont pas pu se toucher pendant la coupe pour les deux recettes car ces valeurs sont bien en deçà de la demi-largeur de coupe (100  $\mu\text{m}$ ). De plus, au début de la coupe (en zone de compression), le déplacement des surfaces sera plus faible car ils sont encore contraints par le reste du matériau non-coupé.

Finalement, il est possible que les erreurs causées par la déformation du matériau devant le fil (*bulge error*) ou par la déformation plastique en bout de coupe (*plasticity error*) comme décrites par Prime et Kastengren (2010) soient responsables d'une partie des problèmes observés dans la Figure 3.29. En particulier, ce genre d'erreur pourrait diminuer les fortes contraintes de tension retrouvées à environ 2 mm sous la surface. Il faut souligner que la limite élastique du matériau prend à cet endroit sa valeur la plus faible de tout le profil induit, augmentant le risque de plastification dans cette même zone.

#### **3.4.3.2 Effet de l'appareil de mesure topographique des surfaces coupées**

Une fois les échantillons coupés à l'électroérosion, la prochaine étape de la MDC consiste à mesurer les déplacements normaux de la surface de coupe. La Figure 3.31 compare les

résultats des mesures de contraintes résiduelles à mi-épaisseur pour les deux disques (identiques) B1 et B2 obtenus en utilisant la MMT ou le crayon confocal. Les deux disques ont été coupés avec un fil de 152  $\mu\text{m}$  et ont subi les mêmes traitements thermiques (au four et par induction). Le profil de microdureté du disque B3 (même recette) est aussi montré sur les figures (profondeur durcie de 3,79 mm) pour référence.

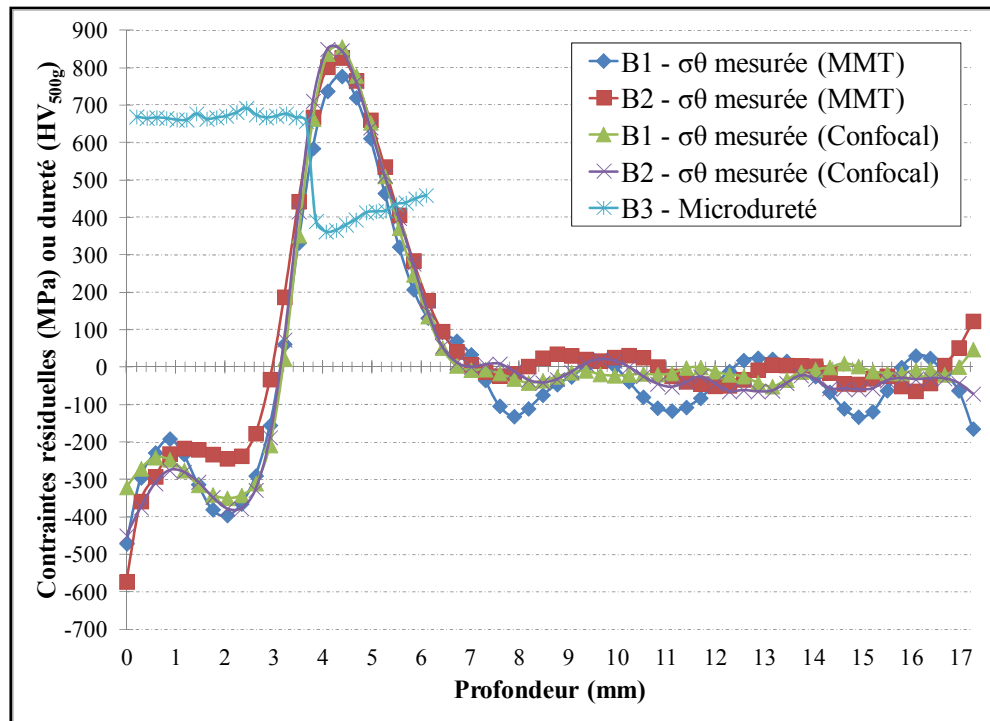


Figure 3.31 Influence du choix de l'appareil de mesure sur les contraintes obtenues par la méthode des contours pour le traitement B

On constate que les résultats sont relativement similaires pour les deux disques et pour les deux méthodes de mesure des hauteurs; en particulier en zone de tension. Par contre, les résultats obtenus pour les deux disques concordent beaucoup mieux lorsque le crayon confocal est utilisé au lieu de la MMT. Cette observation n'est pas surprenante étant donnée la précision de mesure supérieure du crayon optique. Cette grande répétitivité des résultats pour ces deux profils obtenus à deux endroits aléatoires et sur deux disques suggère une excellente répétitivité de la MDC et également du procédé d'induction.

Il est également intéressant d'observer les contraintes résiduelles à cœur du disque qui sont exceptionnellement montrées sur la figure précédente pour permettre l'observation des oscillations dans la zone où les contraintes sont normalement presque nulles (voir Figure 3.25). Encore une fois, les contraintes oscillent beaucoup moins autour de l'axe horizontal en utilisant le crayon optique au lieu de la MMT. Ces résultats démontrent clairement la supériorité du crayon confocal. L'erreur de mesure est donc probablement plus faible dans ce cas que le  $\pm 100 \mu\text{m}$  estimé pour la MMT à l'Annexe VI.

La Figure 3.31 indique que la MDC arrive à détecter un plateau en compression pour cette recette relativement profonde (3,79 mm). Les contraintes plongent anormalement vers de fortes valeurs de compression seulement pour les points les plus rapprochés de la surface (de 0 à 1 mm). Rappelons que le pic de tension de cette recette est beaucoup trop loin de la surface pour permettre une validation par DRX (Figure 3.28). La forme plus plausible des profils suggère que la MDC est plus adaptée pour ce type de recette profonde. Elle est probablement plus précise (après 1 mm) pour ce cas précis mais cette affirmation ne peut être pleinement vérifiée avec la DRX comme expliqué précédemment (même en zone de compression). Il est intéressant de noter que les mesures de la Figure 3.31 indiquent une transition de la compression vers la tension avant la fin de la zone durcie. Cette observation concorde bien avec les résultats obtenus par d'autres chercheurs ayant mesuré systématiquement des transitions avant la fin de la zone durcie pour des profondeurs supérieures à 2 mm pour des pièces d'acier (Grum, 2007).

#### **3.4.3.3 Effet des étapes de traitement des données brutes**

Une fois les surfaces de coupe mesurées, la prochaine étape de la MDC consiste à traiter les données brutes. Comme mentionné précédemment, l'alignement des données dans ce projet est fait avec le logiciel POLYWORKS® et le lissage avec MATLAB®. La distance  $d$  par rapport au bord de la surface de coupe à laquelle on commence à utiliser les données ainsi que le paramètre de lissage  $p$  sont les deux paramètres clés à ces étapes. Concernant le premier paramètre  $d$ , il est possible de répéter plusieurs fois les étapes de traitement dans

POLYWORKS® avec différentes valeurs pour cibler à partir de quelle valeur les mesures de hauteur semblent exemptes des bavures laissées par le fil près des bords. Pour les coupes de ce projet, une valeur de  $d = 150 \mu\text{m}$  semble permettre d'éviter d'inclure les bavures de coupe dans la grande majorité des cas. Il est important de rappeler que les données manquantes sont extrapolées linéairement près des bords sur cette courte distance, contribuant ainsi à l'imprécision de la MDC à cet endroit. La Figure 3.32 compare les données brutes pour le disque B1 en utilisant des distances de sécurité de  $d = 50$  et  $150 \mu\text{m}$  (coupe avec un fil de  $152 \mu\text{m}$ ).

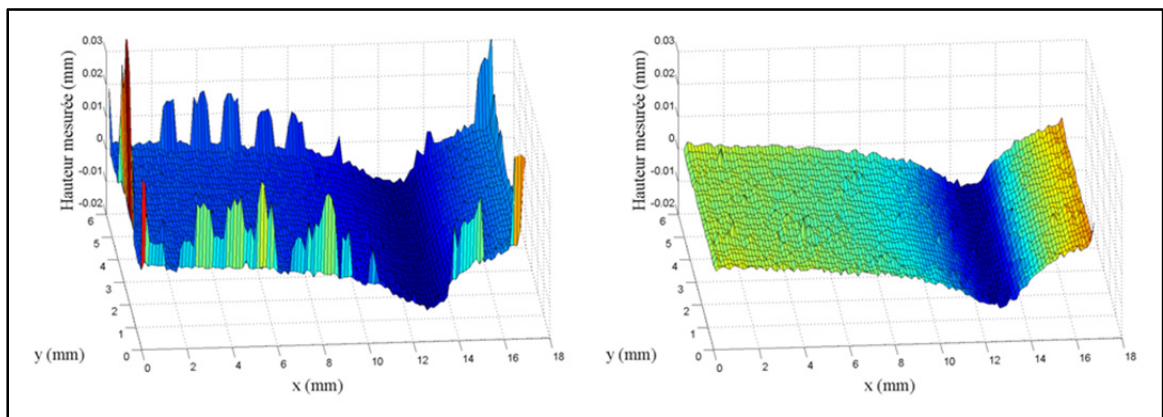


Figure 3.32 Mesures des hauteurs brutes pour le disque B1 en utilisant une distance  $d$  de  $50 \mu\text{m}$  (gauche) ou de  $150 \mu\text{m}$  (droite)

Le même type de comparaison a pu être effectué pour le choix du paramètre de lissage  $p$ . On s'attend à ce que la valeur choisie pour ce paramètre soit située environ entre 0,9 et 1. À titre d'exemple, la Figure 3.33 montre les contraintes résiduelles obtenues à mi-épaisseur pour le disque B1 en utilisant aucun lissage ( $p = 1$ ) et seulement le filtre des moyennes, une quantité minimale de lissage ( $p = 0,99$ ) et un lissage jugé moyen ( $p = 0,95$ ). Cette dernière valeur semble le meilleur compromis pour enlever un maximum de bruit dans les données brutes de la MMT sans trop adoucir les pics des profils. En dessous de  $p = 0,95$ , le lissage réduit significativement les hauteurs des pics sur les profils. Rappelons que ces valeurs maximales étaient calculées par le programme à chaque test, ce qui permettait de vérifier cette affirmation. Il est clair sur la Figure 3.33 que l'étape de lissage est essentielle pour enlever le

bruit dans les données brutes de la MMT qui cause des oscillations irréalistes dans le profil de contraintes résiduelles. Pour le crayon confocal, il est probablement possible d'utiliser un peu moins de lissage dans certains cas où les coupes sont d'excellente qualité. Par contre, le lissage reste toujours nécessaire pour réduire les effets néfastes liés à la rugosité de la surface de coupe. Notons que la rugosité de surface est partiellement éliminée par la bille du palpeur dans le cas de la MMT étant donné que le rayon de cette dernière est beaucoup plus grand que l'ordre de grandeur de la topographie de surface (Prime, 2001).

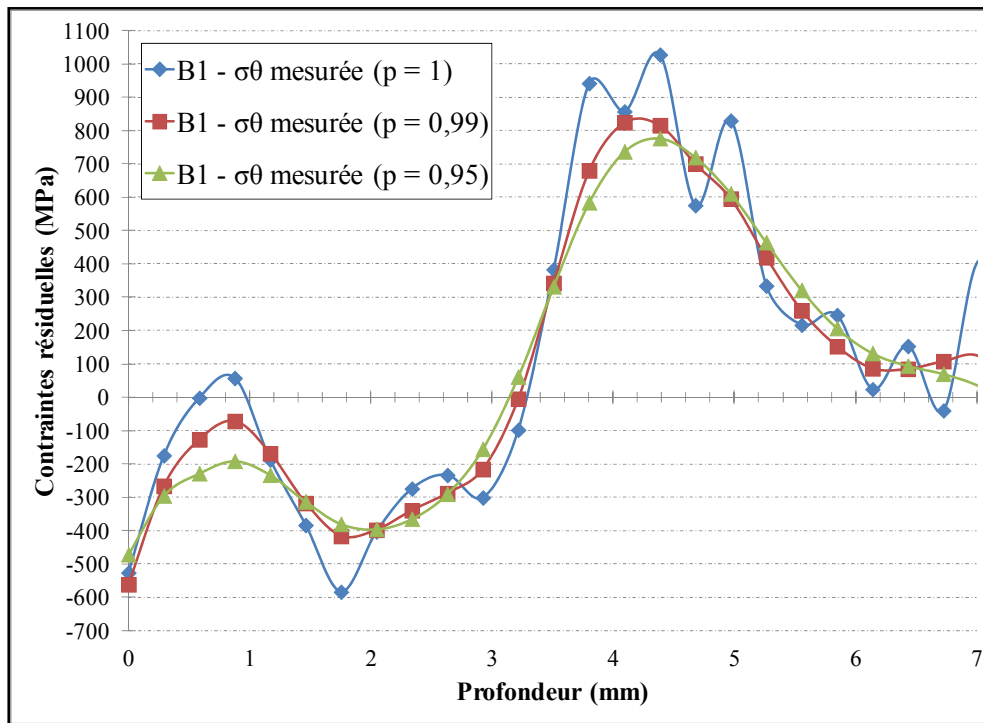


Figure 3.33 Effet de la quantité de lissage sur les contraintes calculées pour le disque B1

En terminant, mentionnons que l'utilisation d'une valeur de  $p$  légèrement supérieure à 0,95 ne modifie que d'environ 6 % la valeur du maximum en tension (exemple pour  $p = 0,98$ ) selon les essais conduits sur le disque A3. La valeur de 0,95 est donc proposée pour toutes les mesures quelque soit l'appareil de mesure. Il est clair que l'obtention d'un lissage optimal dans tous les cas reste une des difficultés d'application pratique de la MDC lorsque des valeurs quantitatives et précises sont requises.

#### **3.4.3.4 Effet du type de maillage sur les contraintes calculées**

La dernière étape de la méthode des contours est le calcul des contraintes résiduelles correspondantes à la déformée de la surface de coupe. Les sections précédentes ont mis en relief le fait que les profils mesurés par la MDC dans les pièces induites ont tendance à plonger en surface vers des valeurs qui semblent irréalistes; en particulier pour la recette A (profondeur durcie plus faible). Des essais de calcul en utilisant un maillage raffiné localement en surface ont été tentés afin de voir si la MDC peut être améliorée pour les mesures des gradients de contraintes sévères laissés par l'induction près de la surface.

Les résultats sont présentés à l'Annexe VII pour les recettes A et B. Mentionnons seulement ici que ce type d'approche a un effet mineur sur les résultats de la recette A (le point en surface ne plonge plus vers la compression) et n'a pas d'impact sur ceux de la recette B. Évidemment, pour obtenir une différence dans les contraintes calculées, il est nécessaire de raffiner localement non pas seulement le maillage par éléments finis mais bien également la grille de mesure initiale. En effet, l'utilisation des mêmes données métrologiques avec un maillage par éléments finis raffiné donnera exactement les mêmes résultats que la méthode initiale puisque la convergence est déjà atteinte de base.

### **3.5 Synthèse du chapitre**

Ce troisième chapitre a permis d'exposer toutes les principales étapes de mise en œuvre des deux méthodes de mesure des contraintes résiduelles (DRX et MDC) sur des disques minces d'acier aéronautique durcis superficiellement par induction multifréquence. Deux traitements forts différents ont permis de mettre en relief les forces et faiblesses des deux méthodes. Il a été montré que ces traitements entraînent nécessairement la formation de gradients complexes de microstructure et de contraintes résiduelles et ce sur des profondeurs nettement supérieures aux procédés d'usinage conventionnels.

Au niveau de la diffraction de rayons X, les paramètres ont été minutieusement choisis et toutes les sources d'erreur principales ont été contrôlées ou éliminées. Cette méthode est clairement idéale pour déterminer les profils de contraintes résiduelles dans la majorité des pièces induites. L'originalité du doctorat pour cette méthode est principalement liée à la prise en compte de la variation de la constante élastique selon la position dans la couche induite et au développement de la méthode de correction des profils mesurés pour enlèvement de matière. Sur ce point, la méthode par matrice de relâchement a été significativement améliorée par l'utilisation des contraintes moyennes dans les couches enlevées. Cette approche a d'abord été testée avec succès dans le cas idéal d'un tube long pour lequel les équations analytiques de Moore et Evans sont valides. La détermination des matrices de correction pour les géométries de type disque mince qui sont utilisées dans ce projet s'est avérée plus complexe notamment à cause de l'effet de l'uniformité des contraintes le long des surfaces des poches de matière enlevée qui varie selon les cas. Les résultats préliminaires ont permis de vérifier les contraintes résiduelles présentes dans les pièces avant induction. En ce qui concerne la recette A, la DRX a donné des résultats tout à fait cohérents avec la littérature et les données brutes provenant du manufacturier du diffractomètre. Les contraintes résiduelles sont nettement plus importantes dans la direction tangentielle pour les disques minces. Les corrections des profils à l'aide des méthodes développées sont significatives. Pour le cas spécial de la recette B, la DRX était clairement non adaptée car elle s'est avérée imprécise sur le premier millimètre environ à cause de la présence d'oscillations dans les graphiques  $d$  vs  $\sin^2\Psi$  et car elle est incapable de mesurer jusqu'à une profondeur suffisante pour révéler la zone de tension. Le développement d'une seconde méthode plus adaptée aux mesures de profils très profonds était donc justifié.

Sur ce point, les différentes étapes permettant la mise en place de la méthode des contours (MDC) pour la mesure des pièces induites ont été exposées. C'est la première fois que cette méthode de mesure est appliquée sur des pièces traitées par induction. Plusieurs paramètres ont été variés afin de développer une compréhension approfondie de la méthode : type de coupe, effet de l'appareil de mesure des surfaces, effet du choix de la distance de sécurité et de la quantité de lissage, effet du raffinement local, etc. Contrairement à la DRX, la méthode



des contours est clairement plus adaptée pour la mesure de profils profonds comme celui de la recette B. En revanche, cette méthode semble moins précise que la DRX lorsque les gradients de contraintes sont concentrés très près de la surface comme dans le cas de la recette A. La MDC a quand même permis d'observer la grande répétitivité des contraintes résiduelles d'induction dans le cas de la recette B et justifie donc l'utilisation d'un seul échantillon par condition au prochain chapitre.



## **CHAPITRE 4**

### **IMPACT DES PARAMÈTRES DU PROCÉDÉ D'INDUCTION SUR LES CONTRAINTES RÉSIDUELLES**

Ce chapitre porte sur l'application des deux méthodes de mesure des contraintes résiduelles sur des disques et roues dentées traités par induction. L'objectif est d'étudier l'influence de certains paramètres de traitement sur les contraintes résiduelles.

#### **4.1 Étude de l'effet des paramètres d'induction sur des disques**

L'influence des paramètres du traitement par induction sur les contraintes résiduelles est d'abord étudiée sur des disques afin de quantifier ces effets dans le cas d'une géométrie de pièce simple. Un plan d'expérience classique où un seul paramètre est varié à la fois est utilisé au lieu d'un plan d'expérience où plusieurs facteurs sont variés en même temps (de type plan factoriel, surface de réponse, etc.). À titre d'exemple, un plan d'expérimentation de type cubique à faces centrées (avec un test au centre du domaine) nécessite 15 disques pour déterminer des relations empiriques, valides seulement pour une géométrie, entre trois paramètres de base (temps de chauffe, puissance d'un générateur, dureté initiale) et la profondeur durcie. Un tel plan a été mis en place dans le cadre du projet d'un autre étudiant au laboratoire (Benjamin Larregain). Plusieurs tests dictés par un tel plan n'ont pas d'intérêt industriel à priori (exemple : presque aucune profondeur durcie ou fusion au diamètre extérieur). De plus, ce plan d'expérience ne permet pas nécessairement de comparer les contraintes résiduelles à profondeur durcie égale pour connaître la meilleure approche à adopter. Toutefois, des synergies entre les différents paramètres peuvent fort probablement survenir au niveau des contraintes résiduelles si plusieurs d'entre eux sont variés en même temps. Ces synergies ne sont pas étudiées dans ce chapitre considérant la quantité de matière première et les délais relativement limités ainsi que le cadre de cette étude.

#### 4.1.1 Préparation de disques de 48 mm

La première géométrie étudiée est celle du disque de diamètre extérieur 48 mm (Chapitre 3). Tous les disques ayant cette géométrie ont été fabriqués en acier AISI4340 (version régulière de l'AMS6414). Les traitements thermiques faits au four pour obtenir des duretés initiales de 38 ou 48 HRC sont les mêmes que ceux détaillés au Chapitre 3. À titre d'information, les duretés à cœur de 38 et 48 HRC correspondent environ à 375 et 484 HV respectivement.

##### 4.1.1.1 Description des traitements réalisés

Le Tableau 4.1 établit la liste de tous les disques qui ont été utilisés. Comme indiqué dans le tableau, certains ont reçu un revenu final au four de 2 h à 150 °C. Les deux traitements par induction sont détaillés dans le Tableau 4.2. Notons que le disque A4 du chapitre précédent est réutilisé dans ce chapitre pour mettre en relief l'effet de la dureté initiale.

Tableau 4.1 Matrice d'essai de la campagne sur les disques de 48 mm

Nom	Recette	Dureté (HRC)	Revenu final	Détails sur l'utilisation
A4	A	48	NON	Impact dureté initiale en comparant avec A5
A5	A	38	NON	Impact du revenu final en comparant avec A6
A6	A	38	OUI	Base de comparaison pour A5 et C1
C1	C	38	OUI	Impact d'une préchauffe en comparant avec A6

Tableau 4.2 Paramètres d'induction des recettes pour les disques de 48 mm

Recette	PRÉCHAUFFE			CHAUFFE FINALE		
	P (kW)	Temps (s)	Fréq.(kHz)	P (kW)	Temps (s)	Fréq.(kHz)
A	-	-	-	18	1,5	220
C	3,5	20	10	18	0,7	220

\* Les puissances programmées pour atteindre ces valeurs avec la machine EFD sont: Recette A : 0%HF (18kW), Recette C : 0.3%MF (3,5kW) et 0%HF (18kW).

Le traitement A est le même qu'au chapitre précédent. Le traitement C vise quant à lui à obtenir une profondeur durcie comparable à celle de A mais en utilisant une importante préchauffe de 20 secondes et conséquemment moins d'énergie durant la chauffe finale.

#### 4.1.1.2 Profils de microdureté

L'utilisation de divers types de recette lors de l'induction peut conduire à des variations de profondeur durcie à travers l'épaisseur de la pièce étant donné que les effets de bord seront plus ou moins prononcés selon la recette. Cependant, ces variations de profondeur durcie à mi-épaisseur sur une distance correspondant à la taille du faisceau de rayons X sont négligeables d'une recette à l'autre. Le raisonnement avec le profil de microdureté à mi-épaisseur seulement apparaît donc valable. La Figure 4.1 montre les profils de microdureté Vickers mesurés à mi-épaisseur (à l'endroit des mesures DRX).

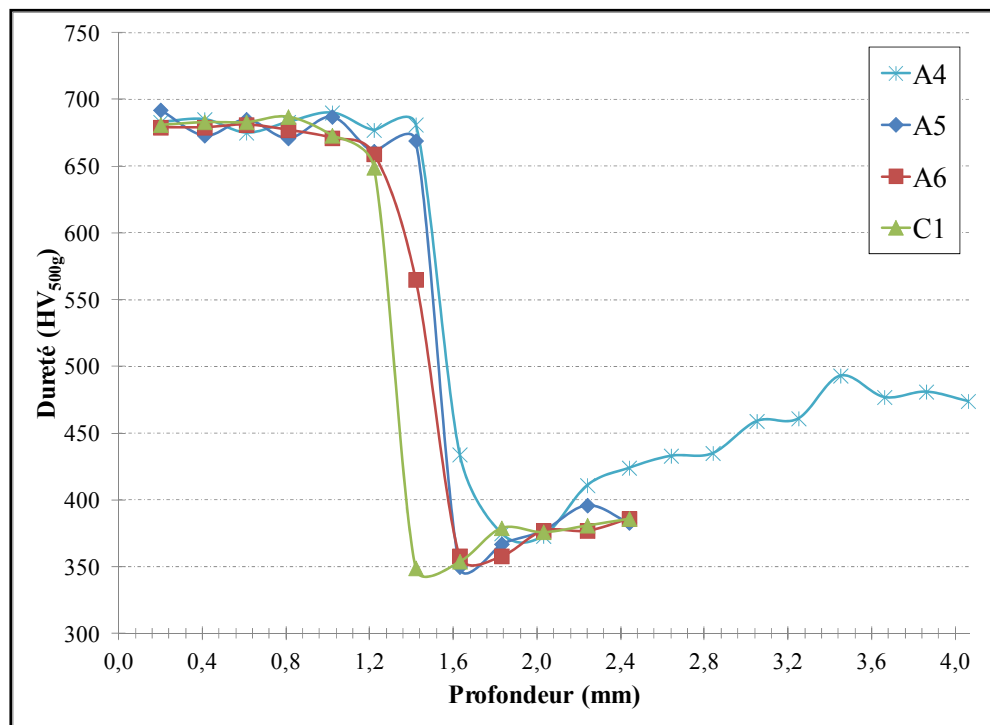


Figure 4.1 Profils de microdureté pour les disques de 48 mm

La Figure 4.1 montre que la dureté finale atteinte près de la surface ne semble pas dépendre de la dureté initiale pour ce matériau. Les disques A4 et A5 présentent par ailleurs des profondeurs durcies très similaires (même recette, dureté initiale différente). La différence pour ces deux disques est que le disque A4 possède une zone de sur-revenu beaucoup plus prononcée (ce qui explique pourquoi le profil doit être mesuré beaucoup plus profondément que dans le cas des disques à 38 HRC pour retrouver la microdureté du cœur). Cela est normal étant donné que la martensite à 48 HRC est moins stable que celle à 38 HRC et qu'elle subira donc une chute de microdureté plus importante pour un même cycle thermique. On constate également que le revenu final (150 °C, 2 h) ne change pas le profil de microdureté obtenu directement après induction (en comparant A6 avec A5). Il faut garder en tête que l'impact du revenu pourrait être plus important pour des disques de dureté initiale plus élevée car la martensite serait encore une fois moins stable lors de l'exposition à la température de revenu. Finalement, le disque C1 (avec forte préchauffe) a une profondeur durcie légèrement plus faible que les autres. Il faudra en tenir compte dans l'analyse des contraintes résiduelles. Le développement de cette recette s'est fait en visant une profondeur durcie identique à la recette A sur les faces extérieures. Un temps de chauffe finale légèrement supérieur permettrait sans doute d'atteindre la même profondeur durcie que la recette A à mi-épaisseur.

#### **4.1.2 Mesure des contraintes résiduelles dans les disques de 48 mm**

Cette section présente les contraintes résiduelles mesurées expérimentalement dans ces disques de 48 mm en utilisant la DRX, la technique d'enlèvement de matière ainsi que les différentes corrections détaillées au Chapitre 3. Les directions tangentielles et axiales ont été étudiées pour ces disques. Toutes les mesures DRX présentées ici sont faites sur des disques entiers pour éviter les erreurs que pourrait engendrer une coupe (voir l'Annexe IV). La méthode des contours n'a pas été appliquée à ces pièces au vu des résultats préliminaires peu concluants du chapitre précédent sur des échantillons de profondeur durcie semblable. Les mesures sont faites sur un seul disque pour chaque cas. Les conclusions du chapitre

précédent ainsi que des essais préliminaires de répétitivité des résultats de DRX ont permis de valider cette approche (Annexe VIII).

#### 4.1.2.1 Impact de la dureté initiale du matériau

La dureté initiale avant induction peut avoir un effet sur les contraintes résiduelles finales. La Figure 4.2 compare les contraintes mesurées et corrigées pour les disques A4 et A5 qui sont identiques en tout point sauf pour leur dureté initiale. Il convient de mentionner qu'il s'agit de profils de contraintes en profondeur et que l'erreur estimée à l'Annexe I ne peut pas être utilisée directement pour ajouter des barres d'erreur car elle n'inclut pas les composantes liées à la mesure en profondeur qui sont elles plus difficiles à évaluer. Pour cette raison et par souci de clarté sur ces graphiques comportant plusieurs courbes, aucune barre d'erreur n'est indiquée en contrainte. Ce commentaire est valide pour toutes les autres figures du même type dans ce chapitre.

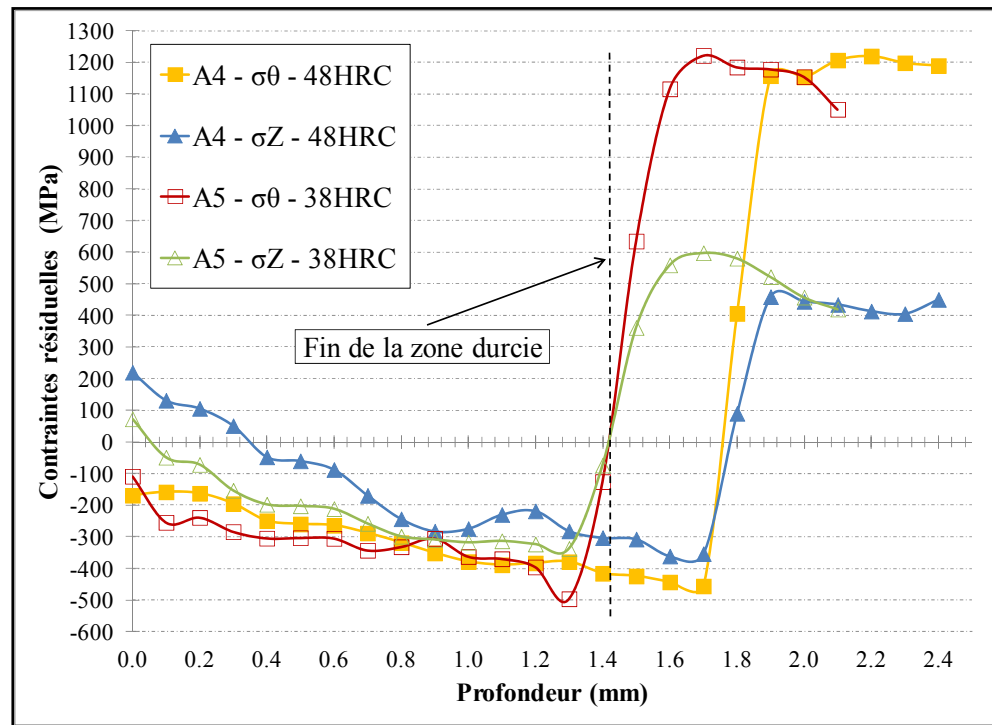


Figure 4.2 Influence de la dureté initiale sur les disques de 48 mm

Rappelons tout d'abord que l'erreur de mesure sur la profondeur est d'environ  $\pm 20 \mu\text{m}$ . La fin de la zone durcie, c'est-à-dire la profondeur du dernier point du plateau de microdureté élevée ( $> 650 \text{ HV}$ ), est indiquée sur ce graphique au lieu de la profondeur durcie ( $\delta$ ) définie au Chapitre 3 (profondeur à laquelle le profil retombe à la même valeur de microdureté que le cœur). La profondeur de fin de la zone durcie est identique pour les deux disques. Cela permet une meilleure comparaison entre ces disques de dureté à cœur différente.

L'effet le plus évident sur la Figure 4.2 est la transition de compression vers la tension plus près de la surface pour le disque à 38 HRC (pour le même traitement et la même profondeur durcie). Cette observation semble significative considérant l'erreur de mesure. En fait, la transition dans les contraintes se fait respectivement au début ( $\approx 1,4 \text{ mm}$ ) et après ( $\approx 1,8 \text{ mm}$ ) la zone de transition dans la microstructure (zone 2 décrite au Chapitre 3) pour les disques à 38 HRC et 48 HRC respectivement (commençant à la ligne verticale pointillée). Cette transition moins profonde dans les contraintes résiduelles représente un désavantage pour la résistance en fatigue comme discuté au Chapitre 1.

On constate également sur la Figure 4.2 que le disque A5 (38 HRC) présente plus de compression près de la surface et plus de tension sous la surface dans la direction axiale. Les différences sur les niveaux de contraintes sont toutefois faibles ou inexistantes en direction tangentielle. Le premier point en surface dans le profil tangentiel du disque A5 (38 HRC) est le seul qui soit moins en compression que celui du disque A4 (48 HRC). Cela s'explique par le fait que cette première mesure était peut-être encore dans la zone oxydée pour A5 et il ne faut donc pas en tenir compte pour l'étude de l'impact des paramètres. En fait, les mesures à la surface immédiate sur la surface oxydée causent souvent une variation locale et abrupte dans le profil des contraintes. Les polynômes utilisés dans le processus d'interpolation pour la correction d'enlèvement de matière peuvent amplifier cette variation pour ce premier point. Il est donc préférable de ne pas tirer des conclusions basées sur celui-ci uniquement mais bien plus sur la tendance générale des profils. De plus, on remarque que les contraintes résiduelles en direction tangentielle semblent atteindre ou dépasser la limite élastique du matériau à cet endroit ( $\approx 1100$  à  $1300 \text{ MPa}$ ). Il faut cependant raisonner en termes de



contrainte équivalente pour tenir compte de la triaxialité des contraintes résiduelles et pour conclure que cela est tout à fait plausible.

#### 4.1.2.2 Impact de la préchauffe

Certains résultats publiés dans la littérature tendent à montrer qu'un des paramètres les plus influents sur les contraintes résiduelles en induction est la préchauffe précédant la chauffe finale (Denis, 1997; Markegard et Kristoffersen, 2007). Afin d'explorer cet effet, la Figure 4.3 compare les contraintes résiduelles des disques supposés identiques A6 et C1 (38HRC, avec revenu final) sauf au niveau de la recette d'induction qui inclut une préchauffe significative en moyenne fréquence (MF) pour C1.

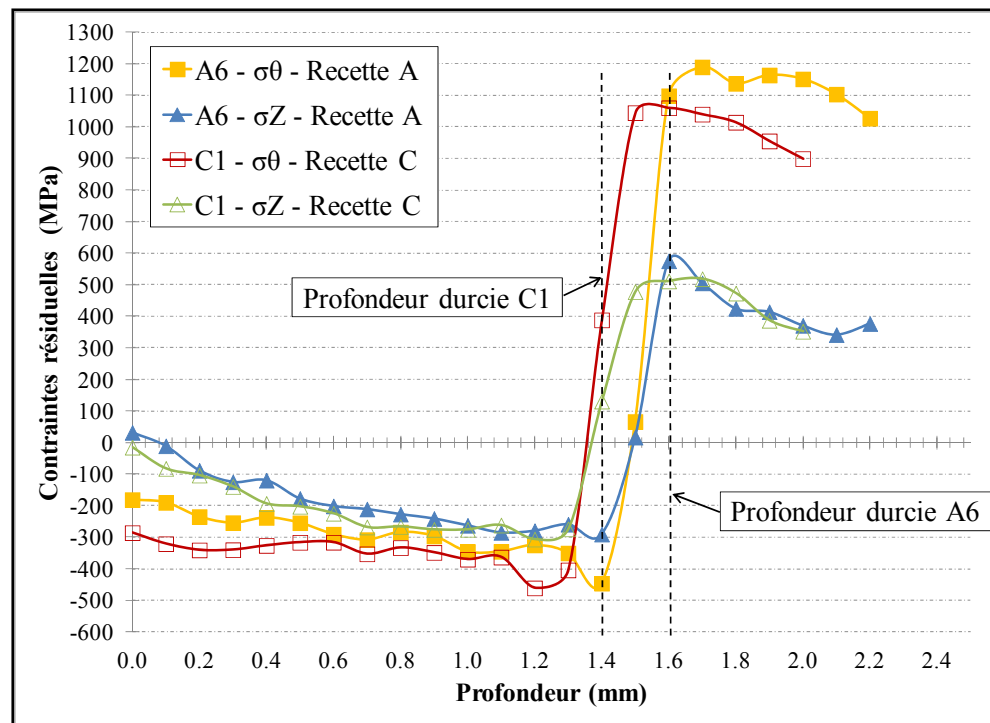


Figure 4.3 Influence d'une préchauffe sur les disques de 48 mm

Tout d'abord, il est important de remarquer que les contraintes résiduelles de C1 passent de la compression vers la tension environ 140  $\mu\text{m}$  avant celles du disque A6; ce qui corrèle

assez bien avec le décalage de la transition observé dans les profils de microdureté de ces deux disques (Figure 4.1 et lignes pointillées sur Figure 4.3). Cette légère différence dans les profondeurs durcies des recettes A et C rend la comparaison des contraintes résiduelles plus difficile. En effet, l'expérience acquise au laboratoire d'induction de l'ÉTS ainsi que les résultats publiés dans la littérature (Tjernberg, 2002) montrent que pour un même type de recette et une même géométrie d'échantillon, les contraintes de compression en surface sont plus importantes lorsque la profondeur durcie est réduite. Ainsi, en induction on considère généralement l'existence d'une profondeur durcie optimale suffisamment faible pour obtenir une compression importante en surface et suffisamment élevée pour éviter un amorçage en fatigue sous la surface (en zone sur-revenue). La différence dans les profondeurs durcies apparaît toutefois trop faible pour engendrer à elle-seule les écarts observés dans les contraintes résiduelles sur la Figure 4.3.

La Figure 4.3 suggère que la forte préchauffe de C1 laisse plus de compression près de la surface pour une profondeur durcie semblable. L'effet est plus marqué dans la direction tangentielle. La préchauffe semble également laisser moins de tension sous la surface (encore une fois surtout dans la direction tangentielle). Ces résultats vont dans le même sens que d'autres résultats publiés dans la littérature (Denis, 1997; Markegard et Kristoffersen, 2007). Ces mesures indiquent que l'utilisation d'une préchauffe importante est une piste intéressante pour optimiser les contraintes résiduelles.

#### **4.1.2.3 Impact du revenu final**

Comme expliqué au Chapitre 2, le traitement par induction est toujours suivi d'un traitement de revenu au four en industrie. Ce traitement ne fait pas partie du cycle de chauffe par induction à proprement dit mais il fait quand même partie de cette étude sur les paramètres. La Figure 4.4 compare les contraintes résiduelles des disques supposés identiques A5 et A6 (recette A, 38HRC) sauf au niveau de la présence ou non du revenu final. La profondeur durcie est de 1,61 mm pour les deux disques.

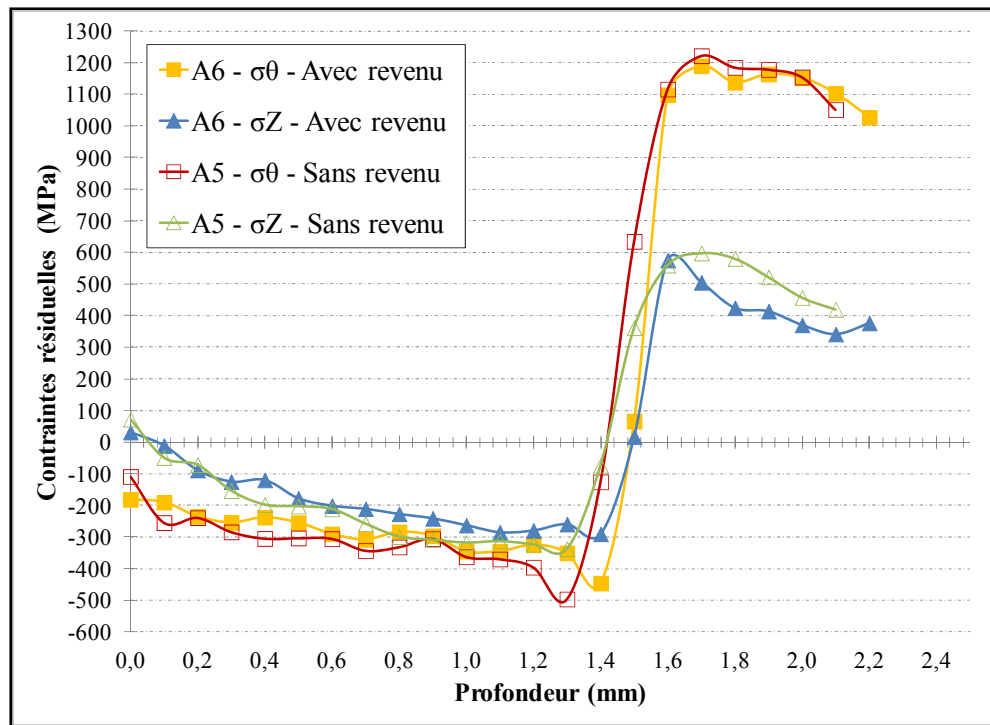


Figure 4.4 Influence du revenu final (150 °C, 2 h) sur les disques 48 mm à 38 HRC

On constate que les profils de contraintes résiduelles obtenus pour les deux disques sont très similaires. À plusieurs endroits les profils se chevauchent ou sont trop proches pour être déclarés significativement différents; excepté pour les mesures situées juste avant la transition vers la tension et pour les mesures les plus profondes dans la direction axiale. Il tend tout de même à y avoir un peu plus de compression en moyenne près de la surface avant l'application du revenu (excepté pour le premier point à la surface immédiate encore une fois). On peut affirmer que l'application du revenu réduit la tension interne pour quelques points en direction axiale seulement. Il est par ailleurs intéressant de noter que le point critique dans cette zone, le maximum en tension juste après la transition, ne semble pas affecté du tout pour les deux directions.

### 4.1.3 Préparation de disques de 106 mm

La deuxième géométrie étudiée dans ce chapitre est le disque de diamètre extérieur 106 mm. Notons au passage que cette géométrie possède un diamètre extérieur et une épaisseur similaires aux roues dentées utilisées par après. Tous ces disques ont été traités au four avant l'induction pour augmenter leur dureté à 48 HRC et sont composés d'acier AMS6414. Deux types de revenu final sont testés. Le revenu final intermédiaire est un traitement au four d'une heure à 121 °C. Il est couramment utilisé en industrie entre les traitements par induction lorsque plusieurs zones sont à traiter sur une pièce complexe de turbomoteur. Le revenu final régulier est le même qu'auparavant (150° C, 2 h).

#### 4.1.3.1 Description des traitements réalisés

Le Tableau 4.3 précise les recettes d'induction appliquées et l'utilité de chaque disque.

Tableau 4.3 Matrice d'essai de la campagne sur les disques de 106 mm

Nom	Recette	Dureté (HRC)	Revenu final	Détails sur l'utilisation
Ai2	aucune	48	aucun	Sans induction
G1	1	48	régulier	Base de comparaison
G2	1	48	régulier	Répétitivité des mesures
G3	1	48	intermédiaire	Revenu plus léger
G4	2	48	régulier	Flash final MF+HF simultanées
G5	3	48	régulier	Flashs finaux MF et HF séquentiels
G6	4	48	régulier	Sans préchauffe
G7	5	48	régulier	Préchauffe MF longue
G8	6	48	régulier	Préchauffe MF plus puissante
G9	7	48	régulier	Préchauffe HF

Les sept recettes d'induction appliquées sur des disques de 106 mm sont détaillées dans le Tableau 4.4. Elles comportent toutes un temps de diffusion de 0,2 s entre la préchauffe et la chauffe finale. Le but est encore une fois de produire des disques avec des profondeurs durcies similaires mais en utilisant des approches de chauffage différentes. Notons que les

deux générateurs (MF et HF) ne sont pas de même puissance. Une même consigne (en %) ne correspond donc pas à la même puissance (en kW) pour les deux générateurs.

Tableau 4.4 Paramètres d'induction des recettes pour les disques de 106 mm

Recette	PRÉCHAUFFE			CHAUFFE FINALE				
	P % (kW)	t (s)	f (kHz)	P MF % (kW)	f MF (kHz)	P HF % (kW)	f HF (kHz)	t (s)
1	1,5% (22,5)	1,2	10	-	-	35% (155)	208	0,2
2	1,5% (22,5)	1,2	10	12% (174)	10	10% (45)	207	0,2
3	1,5% (22,5)	1,2	10	12% (166)*	10	20% (89)	212	0,2**
4	-	-	-	-	-	20% (89)	207	0,5
5	0,25% (4)	15	10	-	-	37% (160)	210	0,2
6	10% (138)	0,2	10	-	-	31% (135)	208	0,2
7	0% (25,75)	0,5	196	-	-	17,5% (77)	207	0,5

\* La puissance réelle observée est légèrement différente à consigne égale probablement à cause de l'effet de l'utilisation des générateurs de façon séquentielle ou simultanée.

\*\* Chauffe MF de 0,2s, 0,5s de pause et chauffe HF de 0,2s (recette de type séquentiel).

#### 4.1.3.2 Profils de microdureté

La Figure 4.5 présente les profils de microdureté Vickers mesurés à mi-épaisseur sur les disques du Tableau 4.3 à partir du rayon extérieur. Tous ces disques possèdent une profondeur durcie similaire à mi-épaisseur (autour de 1,35 mm), mis à part les disques G4 (1,55 mm) et G9 (1,51 mm) qui ont des couches durcies plus profondes au centre. Il faut tenir compte de ce fait dans l'analyse des contraintes résiduelles. Rappelons que le but lors du développement des recettes était d'obtenir la même profondeur durcie sur les faces extérieures (observables sans détruire la pièce). Or, deux types de recette très différents peuvent engendrer des effets de bord différents et donc une profondeur durcie à mi-épaisseur différente pour une même profondeur sur les faces extérieures.

On constate encore une fois que tous les disques ont des duretés similaires près de la surface, dans la zone sur-revenue ainsi qu'à cœur si on tient compte de l'erreur typique de ce genre de mesure (environ  $\pm 15$  HV). Il est intéressant d'observer la présence d'une zone sur-revenue

très importante et similaire en profondeur pour tous les disques (au moins aussi large que la profondeur durcie). Cet effet est sans doute lié à la microstructure initiale des disques (48 HRC pour tous) plus sensible à l'exposition en température. En terminant, on constate également que le premier point du profil de G5 se trouve bien en dessous des autres. Il n'est pas clair si cela est un effet réel ou une donnée expérimentale aberrante.

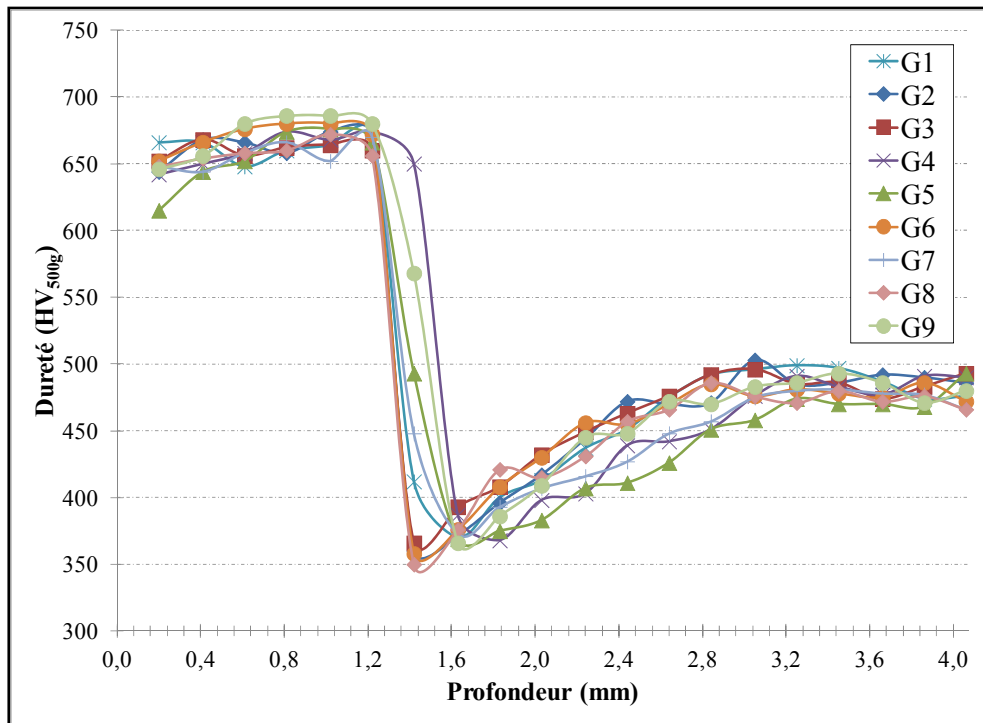


Figure 4.5 Profils de microdureté pour les disques de 106 mm

#### 4.1.4 Mesure des contraintes résiduelles dans les disques de 106 mm

Cette section présente les contraintes résiduelles tangentielles mesurées par DRX dans les disques de 106 mm. La direction axiale n'a pas été étudiée ici car les contraintes dans cette direction sont systématiquement moins importantes (les disques utilisés étant relativement minces) et parce que la direction tangentielle semble mieux représenter l'effet global des paramètres sur les contraintes. Mentionnons que toutes les mesures DRX sur ces disques ont été faites sur des demi-disques ayant été découpés au préalable pour appliquer la MDC. Les

simulations exposées à l'Annexe IV montrent que cette opération n'affecte pas les contraintes résiduelles au point de mesure de la DRX (à 90° de la coupe). Les résultats des mesures des contraintes résiduelles avec la MDC sont présentés à l'Annexe IX et non dans ce chapitre pour les mêmes raisons que précédemment.

#### 4.1.4.1 Impact du type de préchauffe

Il convient d'abord d'étudier l'impact de la préchauffe sur les contraintes résiduelles finales pour cette géométrie. La Figure 4.6 compare donc la moyenne des profils de contraintes résiduelles de G1 et G2 (recette dite «de base») avec les profils des disques G6 à G9 qui ont reçu des préchauffes différentes (Tableau 4.4). Précisons que les résultats pour les disques G1 et G2 sont assez similaires pour justifier d'utiliser la moyenne des deux profils (Annexe VIII).

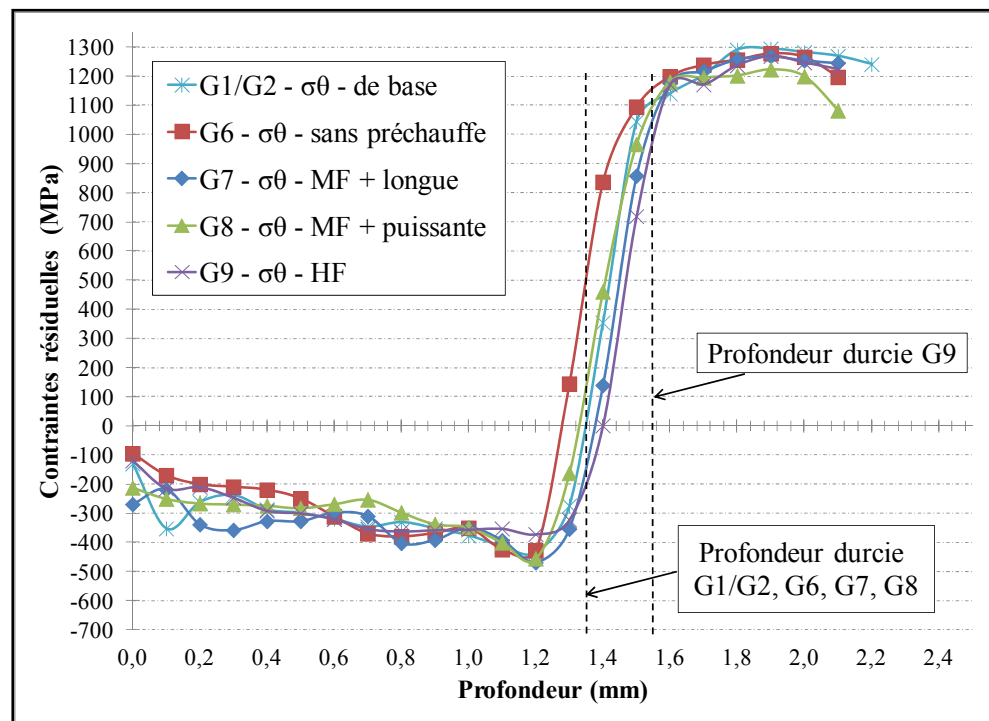


Figure 4.6 Influence de la préchauffe sur les disques de 106 mm

On constate sur le graphique précédent que tous les disques présentent des profils de contraintes résiduelles tangentielles relativement proches les uns des autres. Le disque G9 possède la profondeur durcie la plus importante de ce lot et c'est également celui qui présente la transition compression/tension la plus profonde. Au niveau de la surface immédiate, le disque G6 sans préchauffe présente la valeur la plus faible (-95 MPa) tandis que le disque G7 avec préchauffe MF plus longue possède la valeur plus élevée (-269 MPa). Les différences entre les courbes au niveau de la compression sont moins évidentes vers la fin de la zone durcie. Au niveau de la zone en tension, seule la courbe de G8 semble être légèrement sous les autres après 1,7 mm. En résumé, les courbes sont très proches les unes des autres sur toutes sur la profondeur étudiée et il est donc difficile d'établir un classement en termes de contraintes résiduelles.

#### **4.1.4.2 Impact du type de chauffe finale**

Il est également pertinent de s'intéresser à l'impact du type de chauffe finale suivant la préchauffe. Pour ce faire, la Figure 4.7 compare les contraintes moyennes pour une chauffe finale en HF seulement (G1 et G2) avec les profils mesurés dans les disques G4 (flash final à double fréquences simultanées) et G5 (flash final à double fréquences séquentielles). Tous les autres paramètres (préchauffe, dureté, revenu final) sont identiques pour ces disques.



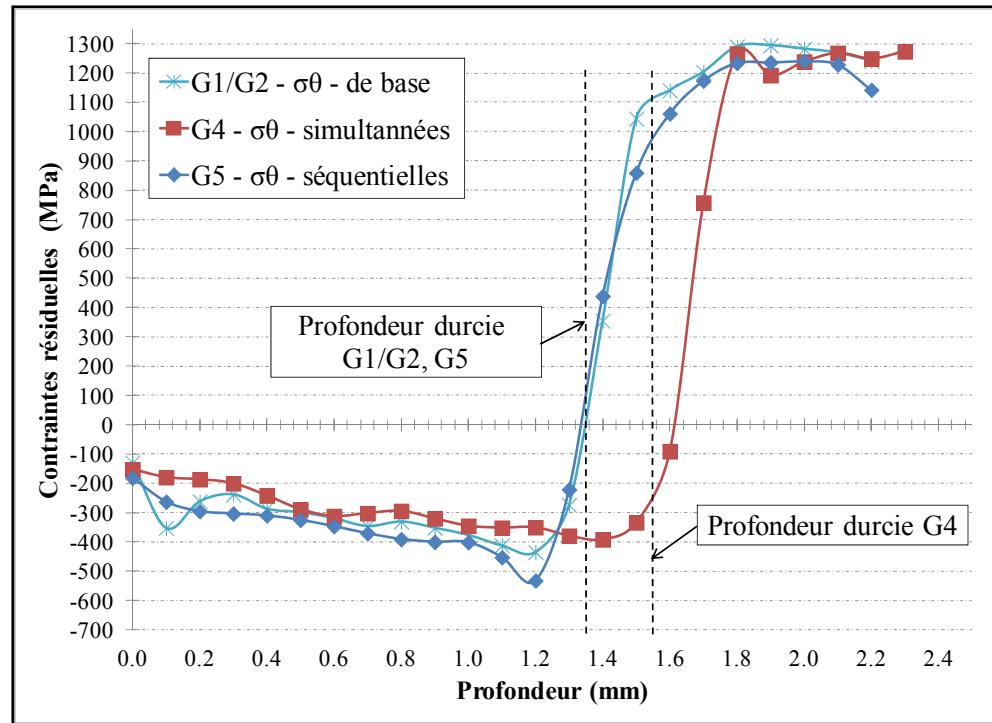


Figure 4.7 Influence du type de chauffe finale sur les disques de 106 mm

Le profil de contraintes résiduelles du disque G4 présente clairement une transition de la compression vers la tension plus profonde que les deux autres mais la profondeur durcie à cet endroit est environ 200  $\mu\text{m}$  plus grande également. Pour ce type de géométrie, la profondeur de transition dans les contraintes résiduelles semble donc être liée à la profondeur durcie. Cette différence dans les profondeurs durcies limite les conclusions que l'on peut tirer de cette figure encore une fois. Notamment, l'observation d'une plus faible compression en zone durcie pour G4 peut être due au type de recette (flashes à fréquences simultanées) ou simplement au fait que la profondeur durcie est plus grande (voir explication à la section 4.1.2.2).

Les contraintes résiduelles du disque G5 (double fréquences séquentielles) sont légèrement différentes de celles de la recette dite de base (flash final HF seulement). En effet, excepté pour le deuxième point à 0,1 mm étant vraisemblablement erroné, l'utilisation d'un flash final à double fréquences séquentielles semble laisser plus de compression en zone durcie et moins de tension sous la surface pour une profondeur durcie identique. Les différences entre

les profils sont autour de 50 MPa en moyenne, ce qui est faible considérant l'erreur de mesure. Par contre, le fait que pratiquement tous les points du profil de G5 soient systématiquement sous la courbe de base tend à confirmer que cette différence est réelle.

#### 4.1.4.3 Impact des revenus intermédiaire et régulier

L'impact du revenu post-induction au four sur les contraintes résiduelles finales mérite d'être étudié pour cette géométrie également. La Figure 4.8 compare la moyenne des profils de contraintes résiduelles de G1 et G2 (recette de base) au profil mesuré et corrigé pour le disque G3. La seule différence avec ce dernier disque est qu'il a subi le revenu final intermédiaire plus léger (121 °C, 1 h) au lieu du revenu final régulier (150 °C, 2 h) après induction. Il est important de souligner que contrairement aux résultats présentés à la section 4.1.2.3, il s'agit ici de deux disques avec une dureté initiale de 48 HRC et donc d'une microstructure potentiellement plus sensible aux éventuels revenus.

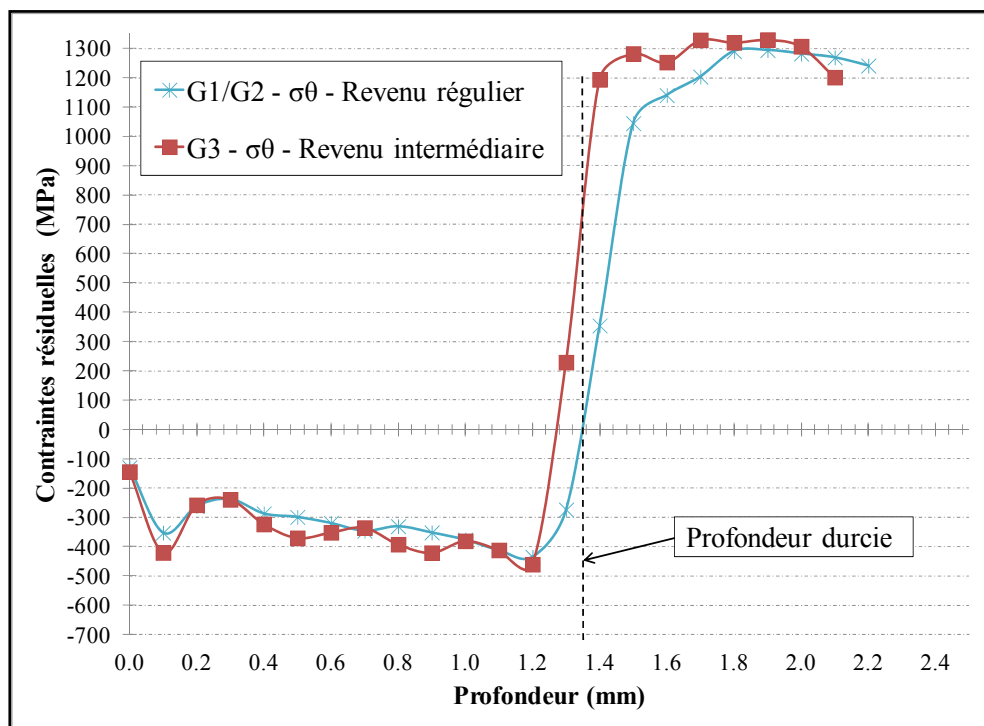


Figure 4.8 Influence des différents revenus pour les disques de 106 mm (48 HRC)

La Figure 4.8 suggère que les deux revenus laissent un niveau similaire de compression en zone durcie. Le revenu intermédiaire relâche peut-être un peu moins la compression que le revenu régulier car sa courbe est systématiquement superposée ou légèrement en dessous de la courbe de la recette de base mais les différences entre les profils restent très faibles dans cette zone. L'effet le plus marqué est l'absence de l'adoucissement du pic de tension juste après la transition dans le cas de ce revenu plus léger. L'utilisation du revenu intermédiaire semble donc associée à une transition plus drastique vers la tension dans ce cas précis; ce qui est indésirable pour la tenue en fatigue.

#### **4.1.5 Synthèse des résultats des campagnes sur les disques**

Les résultats des campagnes de mesures des contraintes résiduelles dans les deux géométries de disque ont permis de mettre en évidence quelques effets des paramètres d'induction sur les contraintes résiduelles. Il convient de résumer et d'analyser ceux-ci avant de passer aux pièces de géométrie plus complexe.

Premièrement, les mesures sur les disques de 48 mm ont permis d'étudier les effets de la dureté initiale du matériau pour une même recette d'induction et une profondeur durcie très similaire. Le disque de 38 HRC a montré une transition de la compression vers la tension plus près de la surface que le disque à 48 HRC. La dureté initiale plus faible semble également engendrer plus de compression près de la surface et plus de tension sous la surface (en direction axiale principalement). Les traitements au four précédant le durcissement surfacique par induction changent la microstructure et la dureté initiales de l'acier. La tendance observée au niveau de l'amplitude des contraintes est probablement liée au fait que la limite d'élasticité est plus faible dans le cas d'un disque à 38 HRC et donc il peut y avoir plus de déformation plastique localisée dans la zone affectée par l'induction (et donc plus de contraintes résiduelles en général après traitement).

Deuxièmement, les résultats des disques de 48 mm ont également suggéré qu'une forte préchauffe en MF (recette C) laisse plus de compression près de la surface et moins de

tension sous la surface en termes d'amplitude (direction tangentielle) pour une profondeur très similaire à la recette sans préchauffe (recette A) et ce sans affecter significativement le profil de microdureté (disques à 38 HRC). Ce paramètre semble donc intéressant afin d'optimiser les contraintes résiduelles vis-à-vis la fatigue. Du côté des disques de 106 mm, les profils de contraintes obtenus pour les différentes préchauffes n'étaient pas assez différents pour tirer une conclusion claire sur la meilleure approche à adopter. Il est probable que les recettes choisies ne soient pas suffisamment différentes dans ce cas pour engendrer des contraintes résiduelles très différentes. Notons que le disque de 106 mm présente une masse thermique beaucoup plus importante que le disque de 48 mm. Cela peut expliquer sa moins grande sensibilité aux paramètres d'induction.

Troisièmement, il est également difficile de tirer des conclusions définitives sur l'influence du type de chauffe finale avec les résultats sur les disques de 106 mm. En effet, la recette avec flash final en double fréquences simultanées s'est avérée plus profonde que les autres à mi-épaisseur à cause d'un effet de bord moins prononcé. Pour cette raison, il est impossible de dire si la compression moins importante est due à cet effet ou au type de flash final en lui-même. Par contre, le disque avec flash final à double fréquences séquentielles a semblé laisser légèrement plus de compression en zone durcie et moins de tension sous la surface pour une profondeur durcie identique à la recette de base. Cette observation est probablement liée au fait que lors de cette chauffe finale en bi-fréquences séquentielles, la première chauffe finale en MF doit agir en quelque sorte comme une préchauffe supplémentaire pour le cœur de la pièce. Si ce résultat tend à confirmer la supériorité des chauffes finales à double fréquences souvent vantées dans la littérature et par les manufacturiers de machine à induction, les différences étaient cependant relativement faibles pour le cas précis des disques de 106 mm.

Quatrièmement, au niveau du revenu final, les mesures sur les disques 48 mm ont indiqué que le revenu final régulier (150 °C, 2 h) ne relâche que très peu les contraintes résiduelles initiales d'induction (sur des pièces à 38 HRC initialement). L'effet le plus marqué pour le revenu était au niveau de la réduction de la tension sous la surface en direction axiale. La

campagne sur les disques de 106 mm a de son côté permis de comparer les effets des revenus intermédiaire (121 °C, 1 h) et régulier (150 °C, 2 h) sur des pièces à 48 HRC. Le revenu intermédiaire relâche probablement un peu moins les contraintes résiduelles que le revenu régulier dans ce cas. Cependant, les différences entre les profils étaient très faibles en général. Le seul effet vraiment visible est que le revenu intermédiaire semble adoucir un peu moins les contraintes résiduelles au début de la zone en tension (zone critique en fatigue) comparativement au revenu régulier. Le revenu intermédiaire laisse apparemment donc un gradient de contraintes résiduelles plus sévère dans la transition compression/tension.

Les résultats en général semblent par ailleurs confirmer que la profondeur du changement de signe dans les contraintes résiduelles est liée à la profondeur durcie. L'effet du taux de refroidissement lors de la trempe n'a pas été étudié. En théorie, ce paramètre peut être varié facilement en modifiant le taux de polymère dans l'eau du système de trempe de la machine à induction. Un taux très faible donne l'équivalent d'une trempe à l'eau tandis qu'un taux plus élevé pourrait probablement simuler une trempe à l'huile. Il est aussi possible de tremper à l'air libre avec l'acier utilisé dans cette étude tout en obtenant un certain durcissement en surface. En pratique, changer le taux de refroidissement de la trempe liquide nécessite un ajustement de la concentration de polymère du réservoir de plusieurs dizaines de litres par essais et erreurs en faisant circuler le mélange pour brasser et uniformiser le tout. D'un point de vue matériau, notons qu'une trempe plus sévère risque d'entraîner des problèmes de fissuration systématique des pièces traitées (Haimbaugh, 2001). D'un autre côté, les travaux menés par d'autres étudiants au laboratoire montrent bien qu'une simple trempe à l'air libre (la moins sévère) engendre une dureté significativement plus faible en couche durcie. Bref, la marge de manœuvre pour varier la trempe reste assez restreinte pour produire des pièces d'intérêt industriel comme désiré dans cette thèse.

En terminant, un autre point important à souligner concernant les essais sur des disques est qu'il s'agit d'une géométrie simplifiée par rapport aux roues dentées. Cela peut engendrer certaines différences au niveau de l'effet des paramètres sur les contraintes résiduelles. À titre d'exemple, les chauffes finales à double fréquences simultanées font plus de sens pour

les roues dentées (où chaque fréquence influence une région bien précise dans la denture) que pour un simple disque.

## **4.2 Étude des contraintes résiduelles dans des roues dentées induites**

Il est nécessaire d'étudier les impacts des paramètres d'induction sur les contraintes résiduelles avec une géométrie plus représentative des pièces industrielles. Une géométrie de roue à denture droite a été choisie pour ce doctorat.

### **4.2.1 Préparation de roues dentées durcies superficiellement par induction**

Cette section détaille la préparation de roues à denture droite pour les mesures de contraintes résiduelles et les essais mécaniques présentés au Chapitre 5. Le but visé avec ses roues est de se rapprocher le plus possible des conditions de fabrication et d'utilisation industrielles.

#### **4.2.1.1 Géométrie et matériau**

Les détails principaux de la géométrie retenue pour cette étude sont regroupés dans le Tableau 4.5. Les spécifications sont présentées en système impérial telles que fournies par le partenaire industriel. Une denture droite est utilisée car elle est idéale pour une première étude des contraintes résiduelles et surtout pour pouvoir utiliser le banc d'essai en fatigue existant qui est décrit au chapitre suivant. La denture extérieure subit le traitement par induction et sert pour les mesures de contraintes résiduelles et les essais de fatigue. La denture interne est en fait une cannelure ne servant qu'à transmettre le couple mécanique de l'arbre du banc d'essai. Toutes les roues sont composées d'acier AMS6414. Il s'agit de la même géométrie que celle utilisée dans le projet de maîtrise ayant précédé ce doctorat (Austin, 2011). Notons qu'afin d'assurer la cohérence avec les disques et le Chapitre 3, le terme « épaisseur de denture » sera utilisé dans cette thèse pour la dimension généralement appelée « largeur de denture » dans les normes sur les engrenages (voir Figure 3.1).

Tableau 4.5 Spécifications géométriques nominales des roues dentées ESK30520

Spécifications	Denture extérieure	Denture intérieure
Nombre de dents	48	26
Pas diamétral ( $po^{-1}$ )	12	0,5
Angle de pression ( $^{\circ}$ )	25	30
Diamètre de base (po)	3,6252	1,4073
Diamètre extérieur (po)	4,1667	1.5675 (haut de dent)
Diamètre de creux (po)	3,7916	1.7485 (majeur)
Diamètre primitif (po)	4,0000	1,6250
Diamètre de forme (po)	3,8455	1,6875
Épaisseur de denture* (po)	0,2500	0,3750

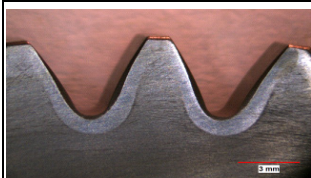
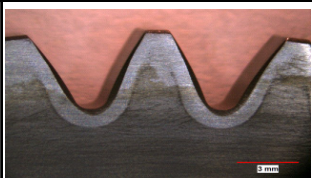

\*Aussi appelée largeur de denture dans les normes AGMA ou ISO

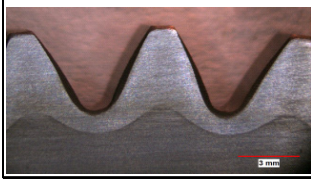
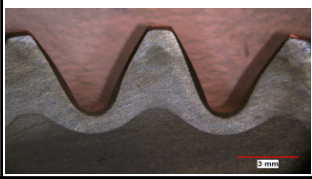
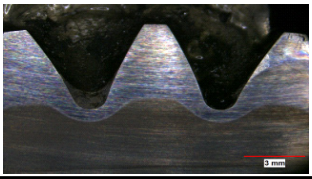
#### 4.2.1.2 Étapes de fabrication

Les mêmes étapes de fabrication que pour les pièces réelles de moteur ont été suivies afin que les conclusions soient les plus possibles applicables à la réalité industrielle. Au total, 43 roues ont été fabriquées en deux lots (de 20 et 23 pièces) en collaboration avec le partenaire industriel. Le traitement thermique de durcissement global a été exécuté dans les fours de l'industriel sous atmosphère contrôlée pour obtenir une dureté initiale visée entre 40 et 45 HRC ( $\approx 392$  et  $446$  HV). Une vérification en pied de dent d'une roue sans induction a donné une microdureté moyenne de 415 HV et un écart-type de 12 HV (moyenne de 725 mesures). Ensuite, l'usinage d'ébauche a été réalisé en utilisant les pratiques industrielles courantes chez le partenaire industriel. Les roues ont ensuite été livrées à l'ÉTS dans cet état intermédiaire avec une surépaisseur d'usinage afin de recevoir un durcissement par induction (détails à la section suivante) et d'être mesurées par MMT avant et après induction pour le projet d'un autre étudiant (Pascal, 2012). Notons que 6 roues sur les 43 n'ont pas reçu de traitement par induction. Finalement, toutes les roues ont été renvoyées chez l'industriel pour recevoir une rectification finale de précision des flancs comme c'est généralement le cas pour les pièces réelles de moteur. Les mesures par MMT effectuées par un autre étudiant du laboratoire (Pascal, 2012) avant et après rectification indiquent un enlèvement de matière très répétable et se situant autour de  $100 \pm 10 \mu m$  (distance perpendiculaire au profil de la dent); ce qui semble tout à fait typique des pratiques industrielles courantes.

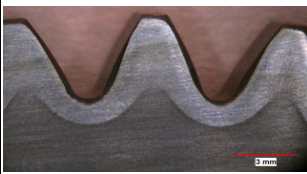
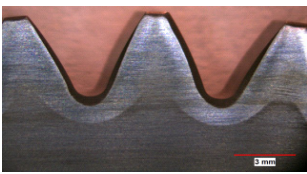
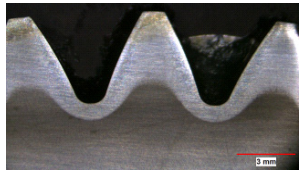
4.2.1.3    Traitement par induction

Quatre recettes d’induction ont été utilisées dans ce projet. La figure suivante détaille leurs caractéristiques principales, indique le nombre de roues traitées ainsi que le numéro de la roue illustrée sur la figure pour chaque cas.

RECETTE A (9 roues au total, roue 2-14 illustrée ci-dessous)						
Phases	Paramètres des générateurs				Résultats	
	Puissance (%)	Puissance (kW)	Fréquence (kHz)	Temps (s)	Profondeur durcie	(mm)
Préchauffe	1,5	15,75	10	4,5	Dessus	1,13
Diffusion	n/d	n/d	n/d	0,2	Mi-ép. 30°	0,52
Chauffe finale	10	110	10	0,3	Mi-épaisseur	0,49
	12	54	190		Dessous	1,12
Face du dessus		Face du dessous		Plan à mi-épaisseur		
						

RECETTE B (10 roues au total, roue 2-16 illustrée ci-dessous)						
Phases	Paramètres des générateurs				Résultats	
	Puissance (%)	Puissance (kW)	Fréquence (kHz)	Temps (s)	Profondeur durcie	(mm)
Préchauffe	1,5	15,75	10	4,5	Dessus	1,31
Diffusion	n/d	n/d	n/d	0,2	Mi-ép. 30°	0,90
Chauffe finale	n/d	n/d	n/d	0,5	Mi-épaisseur	0,74
	22	99	190		Dessous	1,27
Face du dessus		Face du dessous		Plan à mi-épaisseur		
						



RECETTE C (9 roues au total, roue 1-2 illustrée ci-dessous)						
Phases	Paramètres des générateurs				Résultats	
	Puissance (%)	Puissance (kW)	Fréquence (kHz)	Temps (s)	Profondeur durcie	(mm)
Préchauffe	1,2	12,75	10	7x2,5s	Dessus	1,50
Diffusion	n/d	n/d	n/d	6x10s	Mi-ép. 30°	1,03
Chauffe finale	8	82	10	0,3	Mi-épaisseur	0,88
	14	63	187		Dessous	1,52
Face du dessus		Face du dessous		Plan à mi-épaisseur		
						

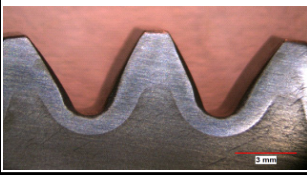
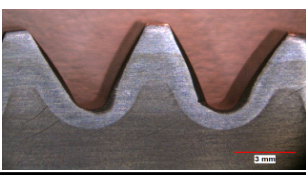
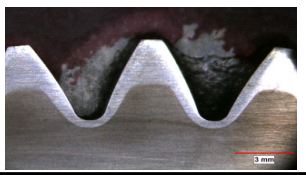
RECETTE D (9 roues au total, roue 1-16 illustrée ci-dessous)						
Phases	Paramètres des générateurs				Résultats	
	Puissance (%)	Puissance (kW)	Fréquence (kHz)	Temps (s)	Profondeur durcie	(mm)
Préchauffe	1,5	15,75	10	1,2	Dessus	1,11
Diffusion	n/d	n/d	n/d	0,2	Mi-ép. 30°	0,49
Chauffe finale	n/d	n/d	n/d	0,2	Mi-épaisseur	0,48
	50	224	192		Dessous	1,14
Face du dessus		Face du dessous		Plan à mi-épaisseur		
						

Figure 4.9 Recettes d'induction utilisées pour les roues dentées

Les photos dans les tableaux ont été prises après polissage au papier 600 GRIT et attaque chimique au Nital. Les profondeurs durcies indiquées ont été mesurées par méthode visuelle en plein centre du creux (entre deux dents) sauf pour la mesure notée « Mi-ép. 30° ». Cette dernière a été prise dans la zone critique en flexion en pied de dent (environ où la tangente au profil fait un angle de 30° avec la verticale) et à mi-épaisseur. Toutes les recettes présentent des profils très symétriques entre les faces du dessus et du dessous (voir 4.2.1.4). Des vérifications sur une autre roue de chaque recette ont permis de confirmer la répétitivité des profondeurs durcies pour une même recette. En effet, un faible écart moyen de 36 µm entre

les profondeurs sur les faces extérieures des deux roues de chaque recette après rectification a été observé.

La Figure 4.9 permet de relever plusieurs différences majeures entre les différentes recettes. Tout d'abord, mentionnons que les recettes A et B sont, en fatigue de flexion, les deux meilleures recettes de type contour et de durcissement complet de la dent provenant de la maîtrise qui a précédé ce doctorat (Austin, 2011). Elles sont reprises ici afin de comparer leurs performances dans le cas de la fatigue à grand nombre de cycles et de pièces de qualité aéronautique. La recette C est une version modifiée de la recette A comportant de multiples préchauffes en MF combinées à des temps de diffusion très longs (6 diffusions de 10 s entre les 7 préchauffes de 2,5 s chacune). La recette D reprend pratiquement les mêmes paramètres que pour une pièce industrielle réelle et pourrait être caractérisée de recette d'induction « traditionnelle » chez le partenaire. L'idée était de produire des recettes très différentes afin de tester le modèle de fatigue de flexion dans différentes conditions (préchauffes différentes, forme du profil durci, etc.). En terminant, il est intéressant de noter que la profondeur durcie perpendiculaire à la surface au point critique en flexion est très similaire pour les recettes A et D ( $\approx 0,5$  mm) ainsi que pour les recettes B et C ( $\approx 1$  mm). Il sera donc intéressant de comparer plus spécifiquement les contraintes résiduelles et performances en fatigue de ces recettes deux à deux.

#### **4.2.1.4 Mesures de microdureté après induction**

Le microduromètre automatique CMT-CLEMEX® de l'ÉTS a été utilisé pour effectuer des cartographies 2D de microdureté Vickers le long du plan perpendiculaire à la surface et passant par le point de tangence à  $30^\circ$  en pied de dent pour les quatre recettes d'induction. Ces essais ont été réalisés dans le cadre du stage d'Adrien Durand. Cet appareil est muni d'une platine motorisée et programmable. La Figure 4.10 précise la position du plan à  $30^\circ$  et des axes utilisés pour ces cartographies.

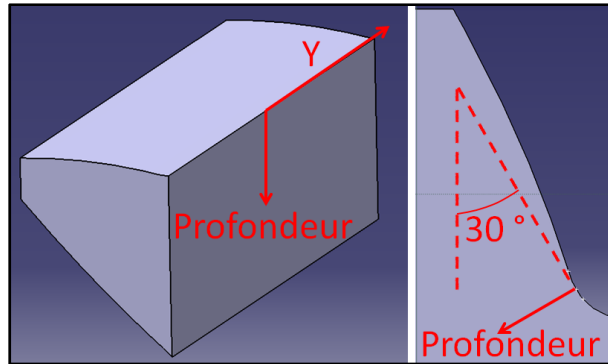


Figure 4.10 Position des axes et du plan à 30 °

La charge est de 200 g contrairement aux autres mesures de la thèse (500 g) compte tenu de la grande densité spatiale des mesures. Les valeurs de microdureté obtenues sont comparables aux deux charges pour cet acier. Les mesures ont été conduites de façon automatisée selon une grille régulière couvrant  $5,00 \times 5,93 \text{ mm}^2$  avec respectivement 25 points en profondeur et 29 lignes selon l'épaisseur (axe Y). Les échantillons proviennent des pièces à neuf dents obtenues après les coupes à l'électroérosion à 30 ° mises en place pour les mesures DRX. Les échantillons ont été enrobés et polis jusqu'à la pâte diamantée de 1  $\mu\text{m}$  avant les essais. Les quatre figures suivantes présentent les résultats.

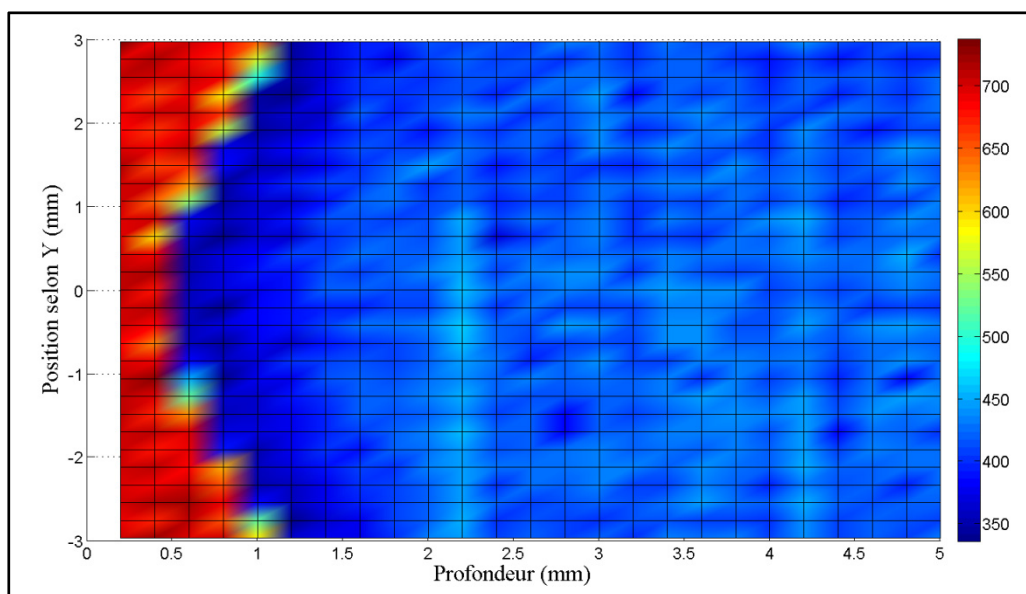


Figure 4.11 Cartographie de microdureté Vickers pour la recette A (roue 1-23)

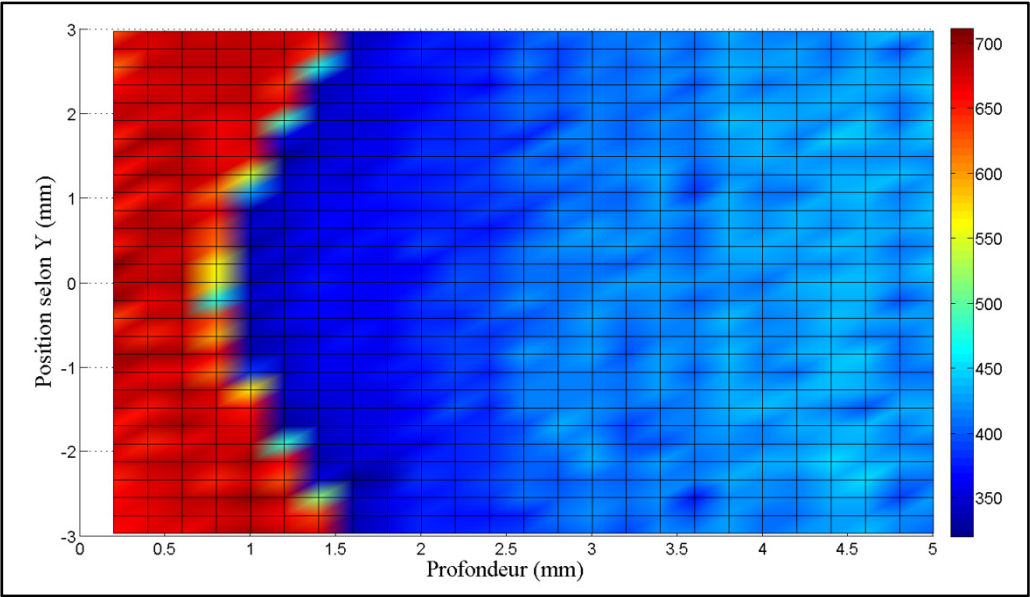


Figure 4.12 Cartographie de microdureté Vickers pour la recette B (roue 1-29)

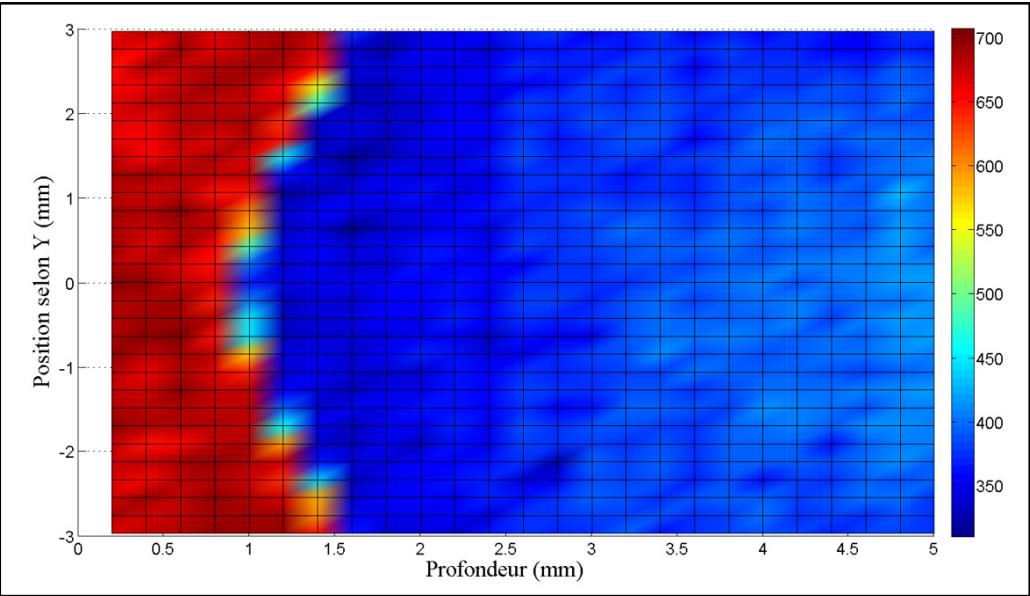


Figure 4.13 Cartographie de microdureté Vickers pour la recette C (roue 2-5)

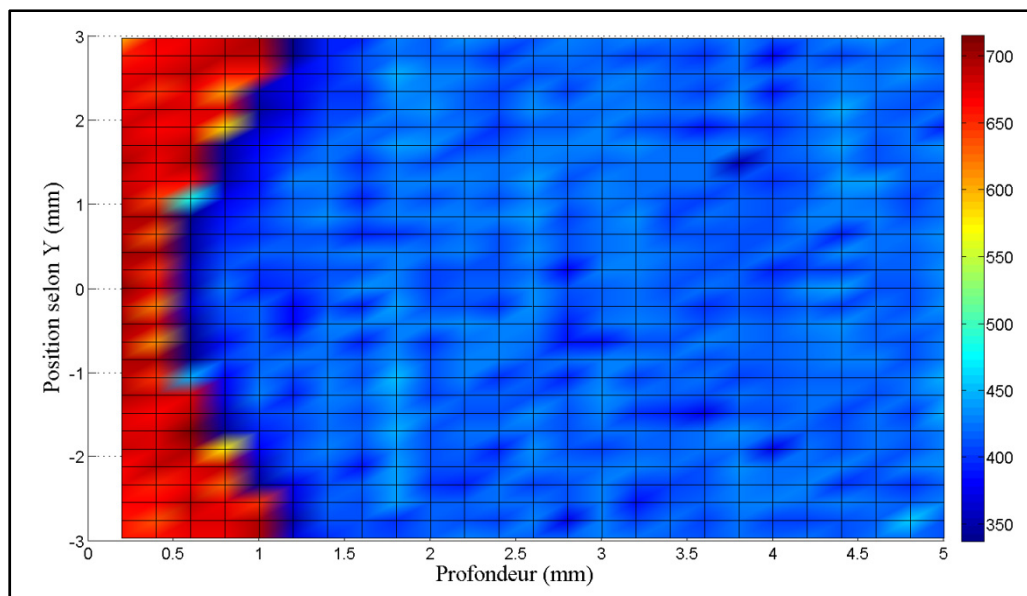


Figure 4.14 Cartographie de microdureté Vickers pour la recette D (roue 2-13)

Tout d'abord, ces cartographies de microdureté confirment que toutes les recettes présentent un profil durci très symétrique par rapport au plan à mi-épaisseur ( $Y = 0$  mm). Les profils durcis sont similaires pour les recettes A et D ainsi que pour les recettes B et C. Comme pour les disques, le niveau de microdureté atteint en couche durcie est similaire entre les recettes. Des effets de bord sont présents pour les quatre recettes mais ils sont plus prononcés pour les recettes A et D pour lesquelles la profondeur durcie au centre est pratiquement deux fois plus faible que sur les faces extérieures. On observe également une bonne corrélation avec les profondeurs durcies obtenues par la méthode visuelle qui sont rapportées sur la Figure 4.9 (voir la valeur « Mi-ép 30° »). Afin de faciliter la comparaison, la Figure 4.15 présente les profils de microdureté à mi-épaisseur ( $Y = 0$  mm) pour les quatre recettes extraits des cartographies précédentes.

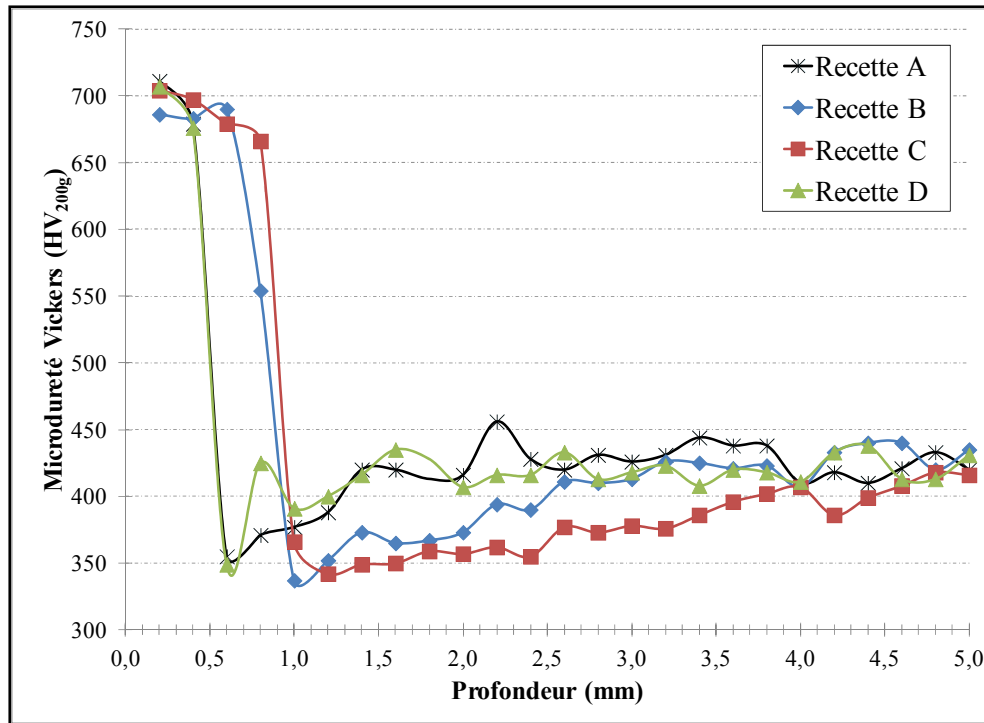


Figure 4.15 Profils de microdureté à mi-épaisseur le long du plan à 30° pour les 4 recettes

La Figure 4.15 fait ressortir certaines différences au niveau des zones sur-revenues. Notamment, en comparant les résultats de la recette D (peu de préchauffe) à ceux de la recette C (préchauffes multiples), il est évident que la zone sur-revenue est beaucoup plus importante dans ce deuxième cas. Même pour une profondeur durcie très proche (recette B), la recette C crée clairement un sur-revenu beaucoup plus important car la dureté à cœur ( $\approx 415$  HV) n'est retrouvée que très profondément (environ 4 mm). Cet effet marqué de la préchauffe sur la zone sur-revenue n'a pas été observé pour les disques de 106 mm probablement parce les paramètres n'étaient pas assez différents d'un traitement à l'autre. Ensuite, il est intéressant de noter que le profil de microdureté en zone durcie ainsi qu'en zone de transition pour les recettes A et D sont parfaitement identiques. D'un point de vue plus général, on retrouve bien la profondeur durcie d'environ 0,5 mm pour les recettes A et D et légèrement inférieures à 1 mm pour les recettes B et C (Figure 4.9).



## 4.2.2 Application des méthodes de mesure des contraintes résiduelles

Cette section traite des particularités et difficultés rencontrées lors de l'application de la MDC et de la DRX sur les roues dentées.

### 4.2.2.1 Méthode des contours

La différence majeure entre les roues dentées et les disques est une géométrie plus complexe, nécessitant un outillage fait sur mesure pour pouvoir couper par électroérosion selon des trajectoires précises par rapport à la denture (voir Annexe X). La Figure 4.16 montre ce gabarit avec une roue ESK30520 installée pour une coupe. Il est composé en majeure partie d'acier inoxydable pour résister à la corrosion lors des coupes à l'électroérosion. Il permet d'orienter précisément la roue par rapport à la plaque principale au moyen de deux pignes rectifiés de diamètre 3,658 mm (diamètre recommandé sur le dessin pour la vérification entre pignes). Une pigne est fixe et l'autre mobile. Une plaque de serrage sur mesure ainsi qu'un jeu de brides mobiles permettent de maintenir la pièce bien en place à environ 1 mm des coupes après l'alignement (très près du fil tel que requis pour l'application de la MDC).

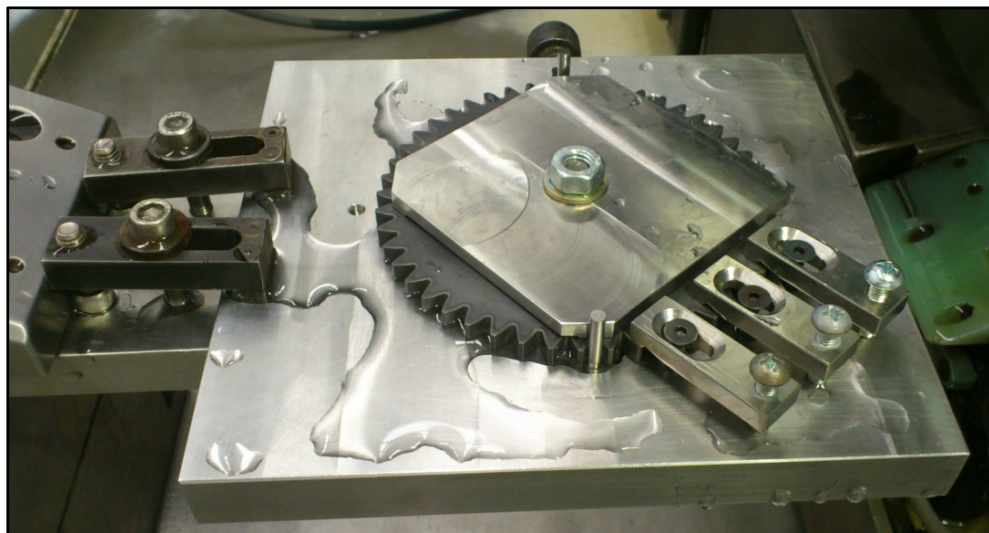


Figure 4.16 Gabarit de coupe pour les roues dentées

Ce gabarit, fabriqué à l'ÉTS, permet de couper soit une dent selon une trajectoire droite à la hauteur du diamètre de forme du Tableau 4.5 (appelée coupe tangentielle par la suite) ou neuf dents en coupant selon le plan à  $30^\circ$  illustré précédemment à la Figure 4.10 (montage sur la Figure 4.16). Les coupes tangentielles sont faites en une passe d'un côté à l'autre, tandis que les coupes à  $30^\circ$  sont exécutées en deux passes égales allant chacune des surfaces extérieures vers le cœur de la pièce (pour éviter d'avoir la bavure d'électroérosion dans la zone d'intérêt). Dans ce deuxième cas, le nombre de dents de la géométrie utilisée (48) fait en sorte que le plan de coupe croise le profil de la dent au point de tangence à  $30^\circ$  à ces deux extrémités; ce qui permet de documenter deux endroits d'intérêt en une seule coupe.

Plusieurs difficultés sont associées à l'application de la MDC aux roues dentées. Tout d'abord, les profondeurs durcies près du creux de dent pour les recettes présentées à la Figure 4.9 sont de l'ordre de 0,5 à 1 mm. Or, les résultats des mesures sur les disques suggèrent que ces profondeurs sont trop faibles pour que la MDC arrive à décrire correctement la zone de compression comme montré au Chapitre 3.

Ensuite, un problème encore plus important est que contrairement aux disques, les coupes effectuées avec ce gabarit produisent deux moitiés de géométrie et de rigidité significativement différentes. Cela cause un problème important pour la MDC car les matrices des hauteurs ne peuvent plus être moyennées comme à l'habitude afin d'enlever les erreurs de cisaillement et de trajectoire de coupe (Prime et Kastengren, 2010). Malgré ces défis, la MDC a été appliquée à la géométrie de roue dentée décrite précédemment.

Pour contourner le problème des rigidités différentes de part et d'autre de la coupe, il est proposé de faire les calculs des deux côtés de façon indépendante, c'est-à-dire d'utiliser les hauteurs mesurées sur chaque moitié comme condition limite sur un modèle représentant le plus fidèlement possible le côté correspondant. Deux approches ont été testées afin de gérer les problèmes engendrés par l'absence de la moyenne des hauteurs : 1) soustraire aux déplacements mesurés ceux d'une roue ayant subi un traitement de relaxation et 2) faire la moyenne des profils de contraintes résiduelles calculés pour les deux moitiés. Cette dernière



approche a donné des résultats plus cohérents mais pas suffisamment satisfaisants pour que la MDC soit utilisée dans ce chapitre pour déterminer l'impact des paramètres. Tous les détails de ces essais sont donc présentés à l'Annexe X.

#### 4.2.2.2 Procédures expérimentales pour la DRX

La DRX a été utilisée pour mesurer les contraintes résiduelles à quatre endroits sur les roues dentées. Cette technique est clairement plus adaptée pour les profondeurs durcies minces des roues. La géométrie plus complexe présente toutefois quelques défis supplémentaires qui sont décrits en détails dans cette section. La Figure 4.17 illustre la position des quatre zones de mesure des contraintes résiduelles retenues pour cette étude.

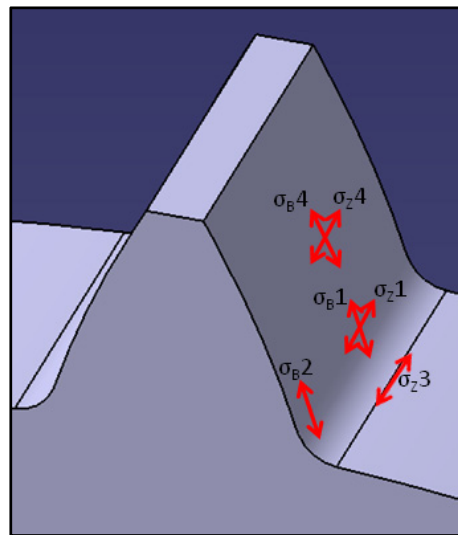


Figure 4.17 Identification des zones de mesure pour la DRX

Les contraintes suivantes ont été mesurées :  $\sigma_B$  et  $\sigma_z$  au pied de dent à mi-épaisseur (zone 1),  $\sigma_B$  au pied de dent mais près de la face supérieure (zone 2),  $\sigma_z$  au centre du creux entre deux dents (zone 3) et finalement  $\sigma_B$  et  $\sigma_z$  sur le flanc de dent à la hauteur du diamètre primitif (zone 4). Toutes les mesures effectuées sur les roues par DRX sont une moyenne des contraintes sur la taille du faisceau de diamètre 1,5 mm approximativement (en utilisant le

plus petit diaphragme de 1 mm et en considérant une certaine divergence du faisceau). Il n'est pas envisageable de mesurer les contraintes exactement au point critique (à environ  $30^\circ$ ) compte tenu de la courbure très élevée de la surface dans cette zone du creux et la résolution spatiale insuffisante avec ce faisceau. C'est pourquoi il a été décidé de viser le plus bas possible sur le flanc de la dent dans la zone à faible courbure pour les zones 1 et 2. Notons également que la contrainte axiale n'a pas été mesurée en zone 2 étant donné la proximité avec la surface libre rendant la mesure et la correction pour enlèvement de matière plus ou moins valides à cause du fort gradient qui doit exister dans cette direction de contrainte (présence de la surface libre). De plus, seule la contrainte axiale a été mesurée pour la zone 3 afin d'ajouter une information complémentaire (les dents adjacentes gênent seulement les mesures en direction tangentielle et peuvent donc être conservées en se limitant à  $\sigma_z$ ). Il est intéressant de noter que la zone 3 est en fait le seul endroit où la forme générale de la couche durcie est similaire pour les quatre recettes. Finalement, les mesures en zone 4 sont intéressantes car il s'agit environ de la zone critique pour la fatigue de contact. Seules les contraintes en surface ont été mesurées pour cette zone contrairement aux trois autres zones.

Les mesures ont été conduites sur une roue de chacune des quatre recettes d'induction en utilisant les mêmes paramètres généraux que pour les disques (11 angles  $\beta$  entre  $\pm 18^\circ$ , mêmes constantes élastiques, plans {211}, etc.). La calibration de l'angle de Bragg théorique de  $156^\circ$  a été déterminée à cœur d'une des roues étant donné que cette microstructure possède le  $2\theta$  le plus proche de cette valeur (voir Chapitre 3). Le gabarit décrit précédemment a été utilisé pour faire une coupe à  $30^\circ$  par électroérosion sur chacune des quatre roues. Cette coupe permet de dégager deux creux de dent et donc de faire les mesures en zone 1 d'un côté et en zone 2 de l'autre. L'enlèvement des neuf dents lors de cette coupe permet de dégager juste assez les zones de mesure (le détecteur #2 passe tout juste à l'angle le plus élevé) sans causer de relaxation significative au pied de la dent où les mesures sont effectuées par la suite tel que montré par une étude de la relaxation des contraintes résiduelles par éléments finis (voir Annexe XI). Les mesures en zone 3 ont été réalisées sur la même roue le plus loin possible de la coupe (mais cette fois sans couper aucune dent autour).

Les mesures en surface de la zone 4 ont quant à elles été faites sur la même dent que la zone 1 juste avant de commencer l'électropolissage permettant la mesure du profil en profondeur dans cette zone.

Pour les mesures dans les zones 1 et 2, le coin vif au bord du plan de coupe (le reste du creux de dent adjacent) a également été dissout partiellement par électroérosion pendant 5 minutes afin de s'assurer que le faisceau diffracté puisse atteindre librement le détecteur #2 même à l'angle d'inclinaison  $\beta$  le plus élevé (voir le creux à droite sur la Figure 4.18). On considère que cette opération a un impact négligeable sur les contraintes au point de mesure étant donné le petit volume enlevé et le fait que les contraintes sont déjà fortement relaxées aussi proche du plan de coupe. De plus, pour les mêmes raisons d'accessibilité du faisceau, après une profondeur de 0,5 mm un dégagement supplémentaire a été effectué en utilisant une meule miniature (loin du point de mesure) et 5 minutes supplémentaires d'électropolissage sur le coin adjacent à la poche. Le gabarit a été utilisé pour positionner précisément le flanc de la roue le plus possible perpendiculaire à la normale théorique de la table du diffractomètre. Le gabarit ne permet que des ajustements de cet angle par incréments de  $7,5^\circ$  (espacement angulaire d'une dent) et donc la normale au flanc de dent au centre du faisceau était en réalité inclinée d'environ  $2^\circ$  par rapport à la valeur théorique (zones 1 et 2). Cette inclinaison est trop faible pour causer une erreur significative sur les contraintes finales. La Figure 4.18 illustre le montage en question avec le laser pointé sur la zone 2.

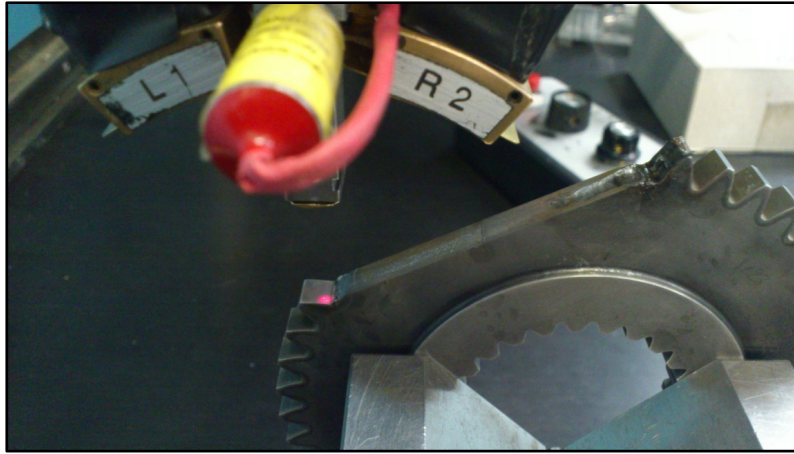


Figure 4.18 Montage pour les mesures DRX au pied de dent

L'électropolissage a été utilisé comme méthode d'enlèvement de matière pour déterminer les profils de contraintes résiduelles en profondeur. Des masques de polissage moulés sur mesure ont permis de polir des poches carrées d'environ  $2 \times 2 \text{ mm}^2$  pour les zones 1 et 2 et une poche rectangulaire de  $3 \times 1,5 \text{ mm}^2$  pour la zone 3. Seules les contraintes en surface ont été mesurées pour la zone 4. Les paramètres généraux sont similaires à ceux utilisés pour les disques (50 V, 30 g NaCl par litre d'eau, 90 s par polissage). Les zones autour des poches qui n'étaient pas à polir ont été protégées par du ruban à masquer très mince. Pour les zones 1 et 2, les mesures de profondeur ont été réalisées à l'aide d'un profilomètre Mitutoyo® étant donné que les erreurs introduites par la légère courbure et l'inclinaison de la surface étaient trop importantes pour utiliser le trusquin de hauteur. Ce dernier a par contre été utilisé pour mesurer les profondeurs des mesures faites en zone 3 étant donné la tendance du masque de polissage à attaquer légèrement aux abords de la poche (faisant ainsi perdre la référence précise de la surface initiale nécessaire pour estimer la profondeur avec le profilomètre). Notons que le polissage de ces petites poches sur cette géométrie complexe s'est avéré plus difficile que dans le cas des disques. Notamment, il a été observé que certains fonds de poche n'étaient pas parfaitement plans et les profondeurs enlevées à chaque étape étaient plus difficiles à contrôler. De plus, comme pour les disques, les poches de polissage avaient tendance à s'élargir progressivement, l'électrolyte attaquant naturellement les bords en même temps que le fond de la poche. Toutefois, les erreurs induites par ces effets de polissage n'engendrent probablement pas une erreur de mesure significative sur les contraintes finales.

#### 4.2.2.3 Calcul des matrices de correction pour la DRX

La méthode de correction par matrice de relaxation améliorée (Chapitre 3) a été utilisée afin de pouvoir corriger les contraintes résiduelles mesurées en profondeur par DRX dans les zones 1 à 3 et ainsi tenir compte de l'effet de l'enlèvement de matière. Le logiciel d'éléments finis ANSYS® a été utilisé pour bâtir des modèles 3D avec des briques à 8 nœuds. La géométrie étant trop complexe pour être générée avec les fonctions de base du logiciel d'éléments finis, le logiciel CATIA® a été utilisé pour dessiner les portions requises de la roue en utilisant la géométrie nominale du profil de la roue ESK30520. Ce dessin 3D de la roue a ensuite été divisé en différents sous-volumes exportables vers ANSYS® en format IGES. Cette subdivision est requise pour les formes complexes car un volume doit avoir exactement six faces pour pouvoir être maillé avec des briques régulières. Une portion de la roue seulement a été modélisée par éléments finis. Ce sous-modèle est caractérisé par le rayon interne et l'angle de chaque côté de la dent principale jusqu'auxquels on modélise la roue réelle. Pour déterminer ces paramètres, une étude préliminaire avec un modèle à une dent a permis de vérifier la convergence des matrices de correction  $\mathbf{K}'$  en zone 1 à partir d'un rayon de 30,5 mm et d'un angle de  $\pm 22,5^\circ$ . Le modèle final pour les zones 1 et 2 reprend ces paramètres en plus d'inclure une dent de plus à côté de la dent d'intérêt ainsi qu'une description exacte de la géométrie après coupe à  $30^\circ$  de l'autre côté. Cette approche permet d'obtenir des corrections les plus proches de la réalité possible. Mentionnons que la contrainte axiale  $\sigma_z$  s'est avérée beaucoup moins sensible au volume de matière inclus dans le modèle que la composante  $\sigma_B$ . La zone 3 ne comportant que des mesures en direction axiale dans la présente étude, un modèle simplifié incluant seulement une dent et une plus faible portion du rayon interne ( $r = 41$  mm) a donc pu être retenu pour optimiser le temps de calcul. La Figure 4.19 illustre le maillage de calcul pour les zones 1 et 2 (187530 éléments) ainsi que celui pour la zone 3 (87150 éléments). Les maillages sont montrés avec des poches virtuelles au besoin afin de faciliter la compréhension (poche en zone 1 pour le premier maillage).

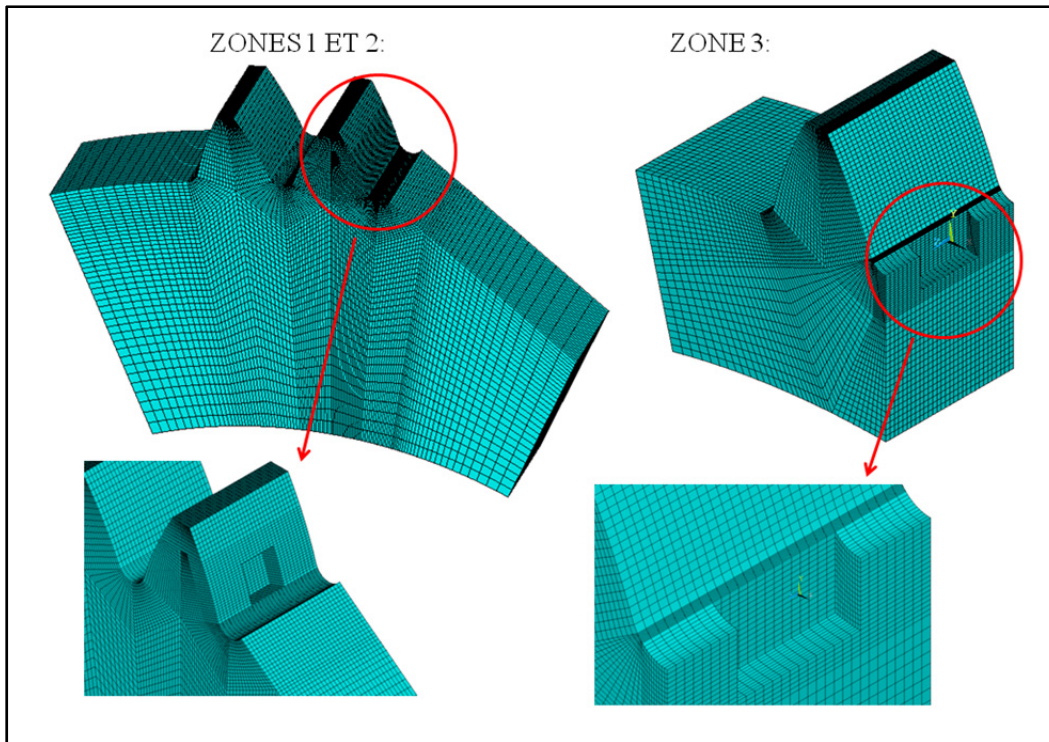


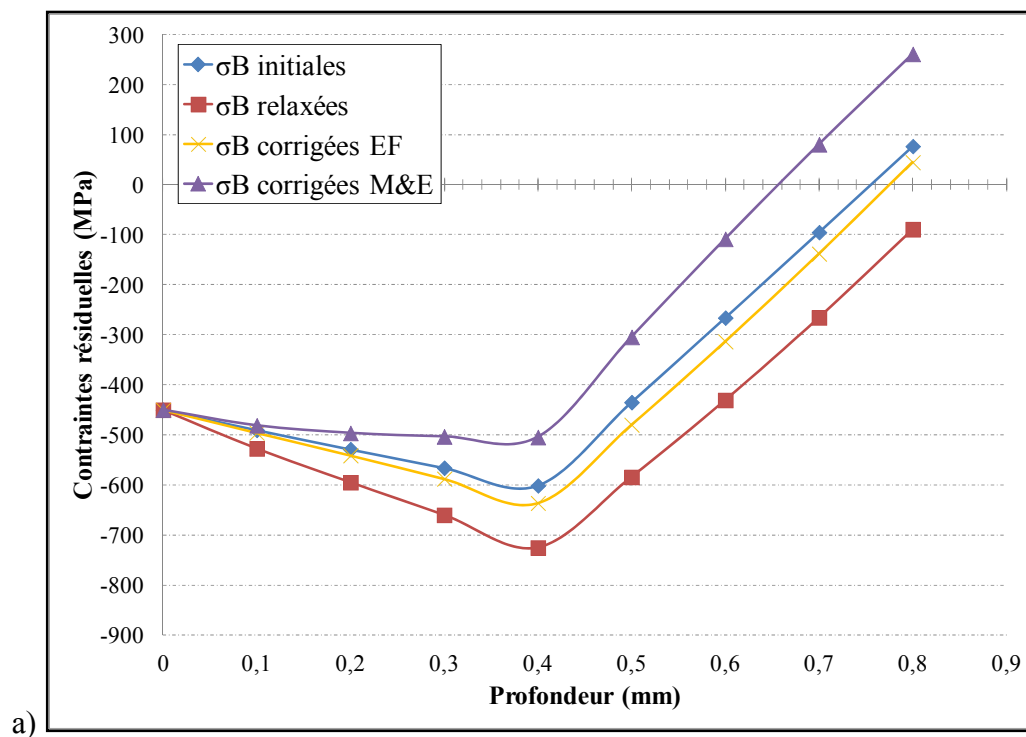
Figure 4.19 Maillages par éléments finis utilisés pour calculer les matrices  $\mathbf{K}'$  des roues dentées dans les zones 1 et 2 (gauche) et en zone 3 (droite)

La Figure 4.19 montre que les maillages sont raffinés progressivement près des endroits où l'enlèvement de matière est simulé. Pour la zone 3, le modèle ne représente que la moitié de la poche pour profiter des conditions de symétrie de part et d'autre du creux de dent (la symétrie dans la direction de l'épaisseur aurait pu être exploitée également). Les blocages appropriés ont été appliqués au plan concerné dans ce cas. La symétrie n'a pas été exploitée pour la zone 1 afin de pouvoir utiliser le même modèle directement pour la zone 2 (poche décentrée sur le bord de la dent).

La même méthodologie que celle détaillée au Chapitre 3 a été utilisée pour le calcul des 4 matrices de correction  $\mathbf{K}'$  ( $\sigma_B$  et  $\sigma_Z$  en zone 1,  $\sigma_B$  en zone 2 et  $\sigma_Z$  en zone 3). Les propriétés matériau utilisées sont  $E = 200 \text{ GPa}$  et  $\nu = 0,3$ . Les poches virtuelles étaient de  $2,1 \times 2,1 \text{ mm}^2$  pour les zones 1 et 2 puis de  $1,2 \times 3,0 \text{ mm}^2$  pour la zone 3 (très proches des poches réelles). La convergence a été vérifiée pour ces deux maillages pour toutes les distributions de contraintes résiduelles (celles utilisées pour les matrices et celles utilisées pour tester les

matrices) et pour différentes profondeurs (0 mm et une profondeur plus grande que la profondeur maximale de mesure). Les matrices ont été déterminées avec des incréments de 0,1 mm jusqu'à 0,8 mm (zones 1 et 2) ou 1,3 mm (zone 3) telles que requises par les conditions expérimentales décrite précédemment. Le risque de plasticité a été vérifié pour la zone 1 d'une façon semblable au Chapitre 3. L'hypothèse de relaxation élastique semble tout à fait valide encore une fois pour cette géométrie plus complexe.

Comme pour les disques, les matrices de correction ont d'abord été calculées avec des distributions à faible gradient et ensuite testées sur des profils virtuels avec fort gradient typiques de ceux introduits par induction. Cette procédure a permis d'établir que les matrices  $\mathbf{K}'$  des zones 1 et 2 sont assez précises (assez indépendantes du profil utilisé pour les calculer) alors que celle pour la zone 3 peut engendrer des erreurs de correction importantes. Afin d'illustrer ce point, la Figure 4.20 montre d'abord les résultats du test des matrices déterminées avec un profil à faible gradient sur un autre profil virtuel de type induction (près de ce qui a été mesuré pour la recette A) pour la zone 1. Cette zone est intéressante car c'est la seule pour laquelle les corrections ont été calculées dans les deux directions.



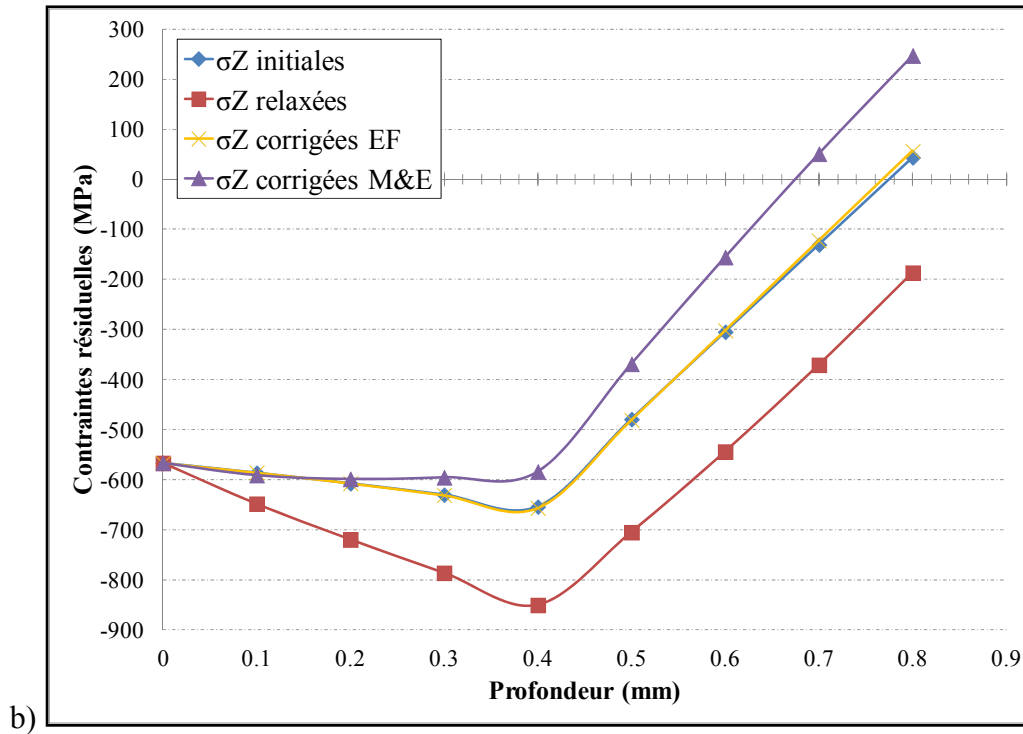


Figure 4.20 Test de la matrice de correction pour la zone 1 pour :  
a)  $\sigma_B$  et b)  $\sigma_Z$

Les équations analytiques de Moore et Evans (1958) pour les plaques sont également tracées sur la Figure 4.20 pour montrer l'erreur engendrée par ce type de correction dans le cas de cette géométrie plus complexe. L'épaisseur de « plaque » utilisée dans les équations est la distance la plus courte entre les deux flancs d'une même dent au centre de la poche (4,23 mm en assumant une denture aux dimensions nominales). La Figure 4.20 montre que les erreurs de corrections de la méthode par matrice de relaxation améliorée sont faibles en zone 1 pour  $\sigma_B$  ( $< 50$  MPa) et négligeables pour  $\sigma_Z$  pour ce cas précis choisi pour être représentatif des mesures réelles. D'un autre côté, les corrections de Moore et Evans donnent des résultats complètement erronés. Tel qu'indiqué sur la figure, ces équations analytiques vont jusqu'à prédire des corrections deux fois plus importantes que la relâchement réel. Pourtant, elles ont été utilisées par plusieurs auteurs pour corriger des profils de contraintes résiduelles expérimentaux obtenus en pied de dent (Benedetti *et al.*, 2002; Olmi, Comandini et Freddi, 2010). Ces études ne détaillaient pas non plus la valeur prise comme épaisseur de plaque. Les résultats en zone 2 sont similaires (non-montrés).



Pour le cas de la zone 3, la Figure 4.21 montre les résultats des corrections d'un profil virtuel de type induction (très proche du profil mesuré pour la recette B) en utilisant les matrices d'un profil à faible gradient et celles d'un autre gradient avec une transition plus profonde (1,45 mm) évitant le changement de signe sur la profondeur étudiée.

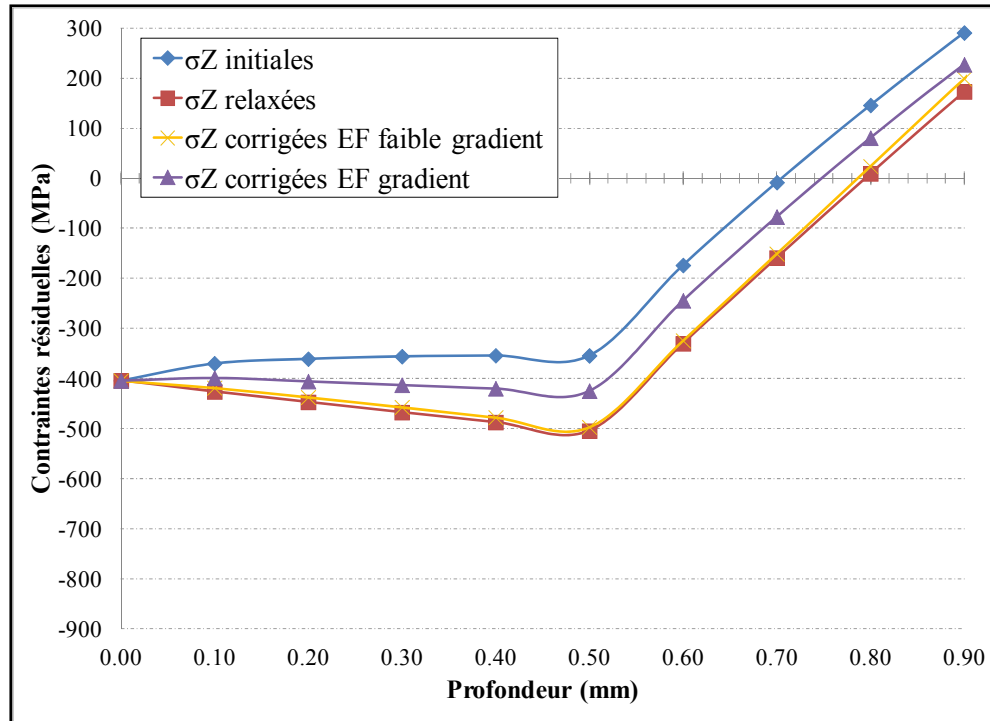


Figure 4.21 Test des matrices de correction pour la zone 3 en calculant  $\mathbf{K}'$  avec un profil à faible gradient et avec un gradient type induction ( $\sigma_Z$ )

Les corrections pour la zone 3 sont nettement moins précises comme montré sur la Figure 4.21 et l'analyse sera donc plus qualitative que quantitative dans ce cas. Pour cette zone en particulier, les matrices de correction obtenues avec divers profils ont démontré une dépendance envers le profil de contraintes utilisé pour les calculs. Les difficultés d'application de la méthode de correction pour cette zone sont probablement liées au fait que la poche se trouve directement dans un concentrateur de contraintes (rayon en creux de dent), ce qui rend probablement le respect des hypothèses fondamentales de la méthode plus difficile voir impossible (Chapitre 3). Mentionnons que les corrections de Moore et Evans

n'ont pas été calculées dans ce cas vu l'impossibilité de définir une épaisseur de plaque raisonnable.

Afin de minimiser les erreurs dans les corrections pour enlèvement de matière et même si pour les zones 1 et 2 la différence dans les corrections finales est minime, toutes les matrices utilisées pour corriger les résultats expérimentaux de la section 4.2.3 ont été calculées avec des profils de type compression/tension les plus près possible des profils mesurés. Seules les portions en compression de ces gradients sont utilisées, évitant donc les problèmes liés aux changements de signe dans le calcul des coefficients  $K'_{ij}$ .

### **4.2.3 Résultats des mesures de contraintes résiduelles**

Cette section rapporte les résultats des mesures de contraintes résiduelles effectuées sur les roues dentées. En plus de permettre d'étudier les effets de divers traitements par induction sur les contraintes résiduelles, ces mesures serviront également à prédire la limite d'endurance en flexion simple des quatre recettes d'induction à l'aide du modèle qui sera introduit au Chapitre 5.

#### **4.2.3.1 Étude préliminaire sur la répétitivité des contraintes résiduelles**

Vu la complexité par rapport aux disques, une première étude sur la répétitivité des contraintes résiduelles a été menée avant d'entamer la campagne principale afin d'apporter des informations complémentaires à ce qui suit. Pour ce faire, la contrainte axiale à mi-épaisseur et au centre du creux de dent (zone 3) a été mesurée à deux endroits différents sur deux roues de chacune des quatre recettes. Les mesures ont été faites directement sur la surface rectifiée des roues. Seule la correction pour la constante élastique a donc été appliquée. La contrainte  $\sigma_z$  en zone 3 a été choisie pour cette étude car elle permet une mesure non-destructive (aucune coupe de dégagement n'est nécessaire). Les résultats sont résumés sur la Figure 4.22. Les barres d'erreur ont été estimées avec la valeur de l'Annexe I pour des valeurs surfaciques.

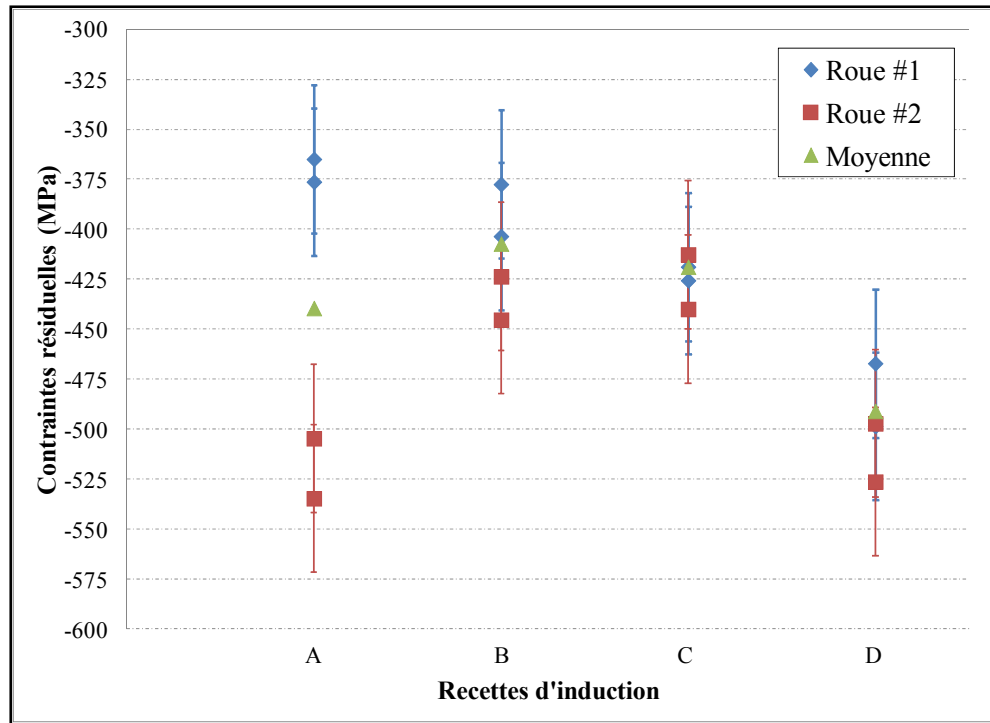


Figure 4.22 Résultats de l'étude préliminaire sur la répétabilité des contraintes résiduelles axiales mesurées à la surface du creux des roues ESK30520

On constate sur la figure précédente que les contraintes résiduelles sont très répétables sur les creux des dents d'une même roue. Mis à part la recette A, les contraintes sont également très proches pour deux roues ayant subi la même recette. Ces résultats tendent à confirmer que les contraintes résiduelles et leur mesure sont assez répétables en général. Concernant la variation observée entre les deux roues de la recette A, précisons que les contraintes résiduelles observées à la surface immédiate sont une superposition complexe des contraintes résiduelles d'induction et de rectification finale. Il a été montré précédemment à l'aide des disques que les contraintes résiduelles d'induction sont extrêmement répétables. En revanche, les contraintes résiduelles de rectification peuvent présenter plus de dispersion. À titre d'exemple, Sohar *et al.* (2008) ont observé une variation des contraintes résiduelles surfaciques de rectification avoisinant  $\pm 100$  MPa pour des éprouvettes d'acier durcie. Il semble donc plus probable que l'écart observé entre les deux roues de la recette A soit d'avantage lié à la rectification finale. Des effets d'usure de l'outil ou d'enlèvement d'une

épaisseur de matière légèrement différente d'une pièce à l'autre pourraient très bien engendrer cet écart. En terminant, il convient de rappeler que la rectification n'affecte qu'une très faible profondeur ( $\approx 100 \mu\text{m}$ ) au niveau des contraintes résiduelles comparativement à l'induction et ne modifie donc probablement pas les résultats de la section suivante sauf pour la mesure en surface.

#### 4.2.3.2 Zone 1 – Zone critique en flexion à mi-épaisseur

Les figures suivantes présentent les contraintes résiduelles corrigées en zone 1. Les barres d'erreur en contrainte ne sont pas montrées pour les mêmes raisons que précédemment. Les profondeurs maximales de mesure réellement utilisées au laboratoire pour les mesures brutes varient entre 0,73 et 0,77 mm (légèrement inférieures à la limite théorique de 0,8 mm de l'appareil pour des raisons techniques). Les valeurs à 0,8 mm présentées au besoin sur les graphiques sont des extrapolations sur des distances d'au plus 40  $\mu\text{m}$  (cas des recettes A et D). Ces valeurs extrapolées ont été obtenues par les mêmes étapes de traitement que les autres points : correction pour la constante élastique locale, évaluation des contraintes aux profondeurs régulières du maillage éléments finis (avec des polynômes cubiques morceau par morceau) et correction pour enlèvement de matière avec les matrices  $\mathbf{K}'$ . Les extrapolations à 0,8 mm ne sont pas montrées pour les cas où le résultat était clairement déraisonnable (ne suivant pas du tout la tendance du reste des données). Malgré le fait que ces extrapolations sont moins précises, certaines sont incluses sur les graphiques pour ne pas effacer la tendance expérimentale qui a été observée dans les données brutes pour la recette D (les derniers points mesurés qui remontent brutalement vers la tension dans les deux directions) contrairement aux mesures de la recette A (transition douce). Les derniers points mesurés (avant correction) pour les recettes A et D étaient à environ 0,76 mm et montraient clairement cette différence de gradient. Rappelons que les recettes A et D possèdent une profondeur durcie similaire et assez constante dans cette zone (Figure 4.9). Les recettes B et C sont quant à elles plus profondes dans cette même zone.

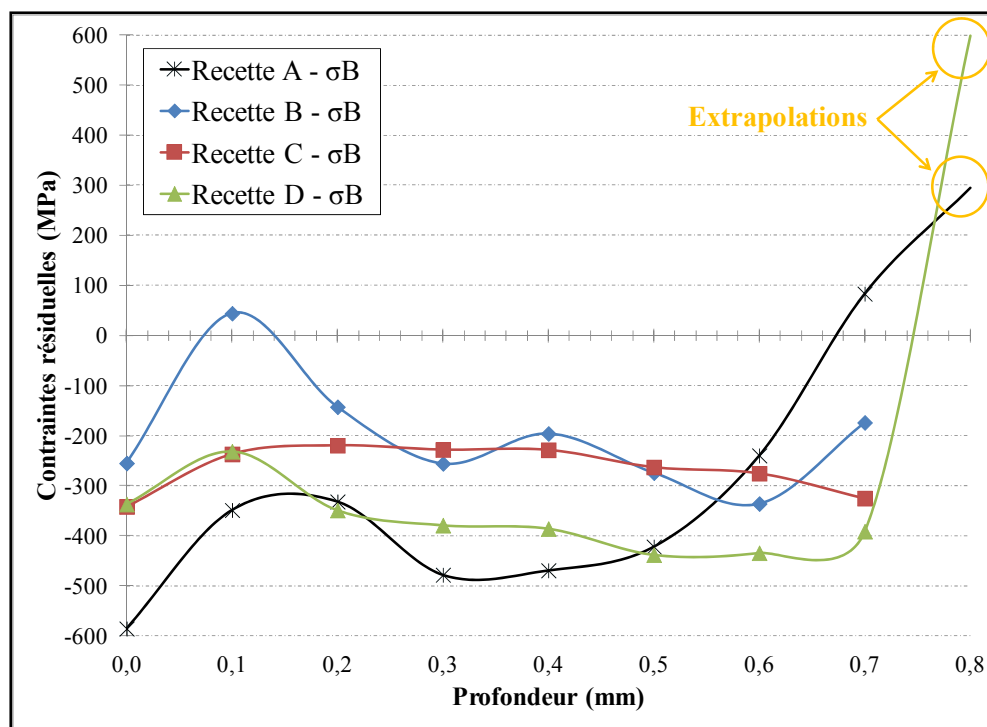


Figure 4.23 Contraintes résiduelles  $\sigma_B$  corrigées pour les 4 recettes en zone 1

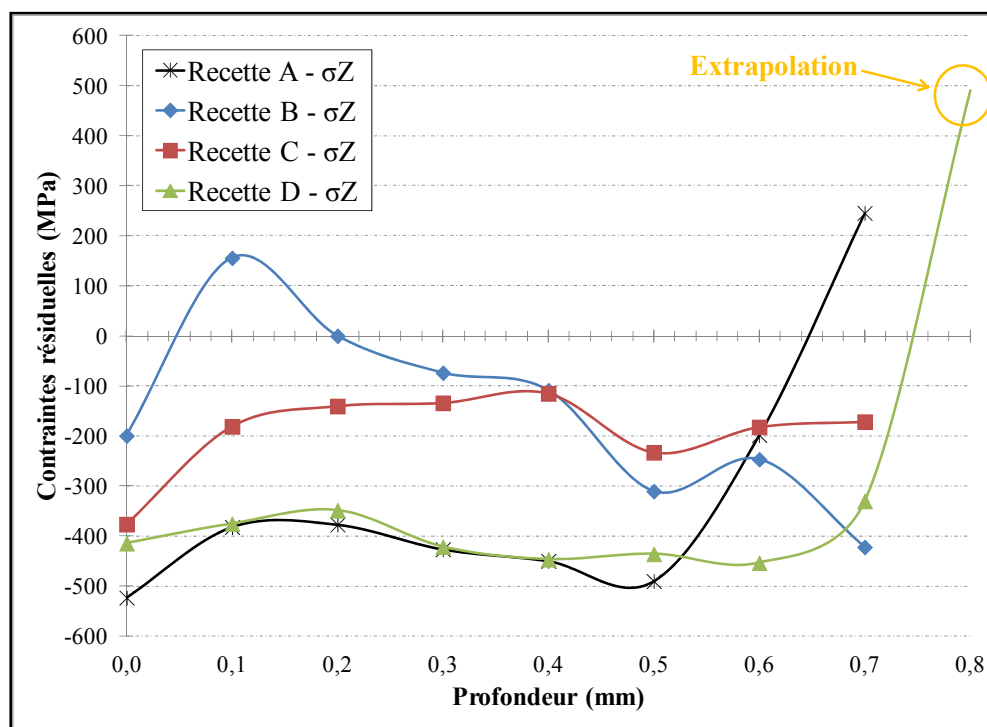


Figure 4.24 Contraintes résiduelles  $\sigma_Z$  corrigées pour les 4 recettes en zone 1

Les contraintes résiduelles obtenues avec les quatre recettes d'induction présentent des différences significatives. On constate d'abord que la profondeur maximale de mesure de 0,8 mm n'est pas suffisante pour voir apparaître complètement la zone de tension sous la couche durcie. Pour les deux recettes les plus profondes (B et C), aucune tension n'est même observée. L'amplitude de la compression en région durcie semble plus importante en général pour les recettes A et D, particulièrement en direction axiale (Figure 4.24). Il s'agit des deux recettes de type contour. La recette B (dent durcie complètement, préchauffe normale, flash final en HF seulement) présente elle des contraintes résiduelles peu avantageuses d'un point de vue fatigue, surtout en raison de la présence d'une légère tension dans les deux directions aux alentours de 0,1 mm. La recette C (multiples préchauffes, flash final bi-fréquence) présente comme la B moins de compression en général que les recettes de type contour mais elle n'engendre pas de zone de tension près de la surface.

Les figures précédentes permettent également de comparer la sévérité des gradients de contraintes en zone de transition pour une même profondeur durcie avec les résultats des recettes A et D. La recette A semble engendrer une transition plus douce vers la tension que dans le cas de la recette D, principalement dans le profil de  $\sigma_B$ . La transition plus douce s'amorce en effet pour la recette A dès 0,5 mm (bien avant l'extrapolation) et a été clairement observée même dans les données brutes. Ce point sera discuté en détails plus loin. On note aussi sur les profils une tendance du premier point mesuré en surface à plonger de façon plus ou moins prononcée vers la compression. Il s'agit fort probablement de l'effet de la rectification utilisée après l'induction de ces roues car cet effet n'a jamais été observé pour les pièces simplement induites. Cette hypothèse est soutenue par la présence marquée d'une forme elliptique dans tous les graphiques  $d$  vs  $\sin^2\psi$  obtenus à la surface des quatre recettes lors des mesures DRX (typique de la présence de contraintes résiduelles de cisaillement causées par ce genre de procédé). Pour la recette B, il est donc probable que la rectification permette d'éviter d'obtenir de la tension à la surface immédiate vu la cassure dans la forme générale des courbes à cet endroit.

#### 4.2.3.3 Zone 2 – Zone critique en flexion près des bords

La Figure 4.25 présente les contraintes corrigées en zone 2 pour les quatre recettes. Il est important de souligner que la profondeur durcie est nettement plus importante en zone 2 qu'en zone 1 pour toutes les recettes à cause des effets de bord durant l'induction (voir section 4.2.1.4). Aussi, notons qu'aucun point n'a été extrapolé à 0,8 mm dans ce cas.

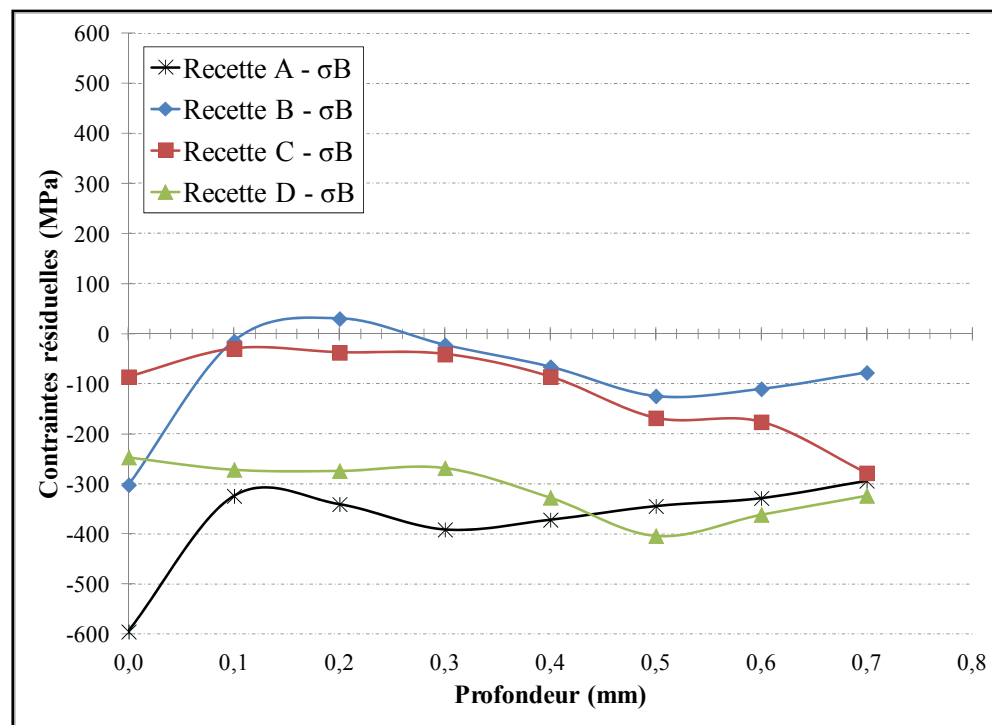


Figure 4.25 Contraintes résiduelles  $\sigma_B$  corrigées pour les 4 recettes en zone 2

On constate sur la figure précédente que les contraintes résiduelles en surface immédiate sont similaires à celles de la zone 1 (Figure 4.23) à l'exception de la recette C. De plus, les contraintes de compression mesurées en profondeur sont en général moins importantes, particulièrement pour les deux recettes plus profondes (B et C). La recette C (la plus profonde) présente cette fois des contraintes résiduelles relativement faibles près de la surface (0 à 0,4 mm). La recette B possède encore les contraintes de compression les moins élevées (sauf pour le point en surface) et est encore la seule à passer en tension près de la

surface. Elle risque donc d'être moins résistante en fatigue en zone 2 également. En terminant, l'absence de tension aux alentours de 0,7 mm pour les quatre recettes n'est pas surprenante étant donné que les couches durcies sont toutes nettement plus profondes dans cette zone que le dernier point mesuré.

#### 4.2.3.4 Zone 3 – Centre du creux de dent à mi-épaisseur

La Figure 4.26 présente les contraintes corrigées en zone 3 pour les 4 recettes. Dans ce cas, la technique de mesure des profondeurs avec trusquin de hauteur permettait de mesurer plus profondément. Rappelons que les profondeurs durcies mesurées ( $\delta$ ) de façon optique étaient de 0,49, 0,74, 0,88 et 0,48 mm pour les recettes A, B, C et D respectivement.

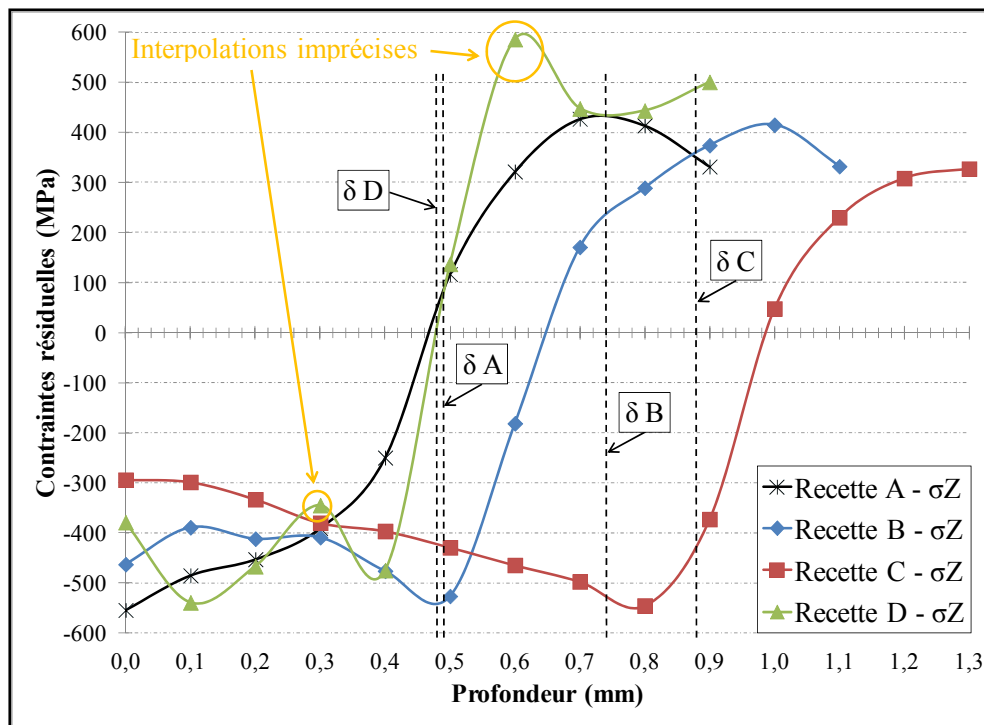


Figure 4.26 Contraintes résiduelles  $\sigma_z$  corrigées pour les 4 recettes en zone 3

Comme indiqué sur la Figure 4.26, deux points semblent interpolés de façon questionable pour la recette D. Le problème provient de la difficulté expérimentale à contrôler l'épaisseur



des couches enlevées en zone 3. Pour ces deux points clairement identifiés sur le graphique, les profondeurs mesurées sont passées brutalement de 0,21 à 0,38 mm et de 0,52 à 0,67 mm respectivement. Les deux points interpolés avec les polynômes cubiques entre ces profondeurs sont moins justes. En fait, des mesures supplémentaires à 0,3 mm et 0,6 mm par exemple auraient été souhaitables pour éviter ce problème. De plus, il faut garder en tête que les corrections pour enlèvement de matière sont moins précises en général pour la zone 3 et ce pour tous les profils (section 4.2.2.3).

Les résultats de la Figure 4.26 permettent quand même de faire des observations intéressantes. Au niveau de la contrainte surfacique, la recette C ne semble pas trop influencée par la rectification tandis que la recette D tend clairement vers la tension contrairement aux tendances observées précédemment. La recette A présente des contraintes résiduelles de compression importantes, un gradient relativement faible en zone de transition vers la tension et un changement du signe des contraintes très près de la profondeur durcie mesurée. Pour la même profondeur durcie, la recette D présente un niveau de compression similaire à A en général et un gradient plus élevé en zone de transition. Le changement de signe s'effectue encore une fois très près de la profondeur durcie. Le point à 0,6 mm suggère la présence d'un pic de tension plus sévère et localisé sous la couche durcie pour cette recette. Par contre, il est impossible de tirer une conclusion claire sur ce sujet vu le manque de confiance dans la valeur à ce point. En ce qui concerne la recette B, les contraintes en couche durcie sont complètement en compression pour ce cas. La transition vers la tension s'effectue environ 90  $\mu\text{m}$  avant la profondeur durcie (0,65 versus 0,74 mm). Cette différence n'est pas significative en tenant compte des résultats obtenus sur les disques. La recette C est celle qui présente la plus faible compression et la plus faible tension en général. C'est également la recette la plus profonde des quatre dans cette zone. Dans ce cas, la transition vers la tension s'effectue environ 100  $\mu\text{m}$  après la profondeur durcie (0,98 versus 0,88 mm).

#### 4.2.3.5 Zone 4 – Zone critique en contact à mi-épaisseur

La dernière zone de mesure pour cette campagne est le centre du flanc de dent environ à la hauteur du diamètre primitif. La Figure 4.27 rapporte les résultats des mesures DRX faites à cet endroit pour les quatre recettes. Les mesures ayant été prises en surface seulement, seule la correction pour la constante élastique est appliquée pour ces valeurs. Les barres d'erreur sont montrées cette fois étant donné qu'il s'agit de mesures surfaciques seulement. Elles ont été estimées à partir des essais de l'Annexe I comme auparavant. Mentionnons que ces mesures sont présentées afin d'apporter une information supplémentaire aux contraintes en pied de dent même si l'étude de la fatigue de contact sur les flancs ne fait pas directement partie du présent doctorat.

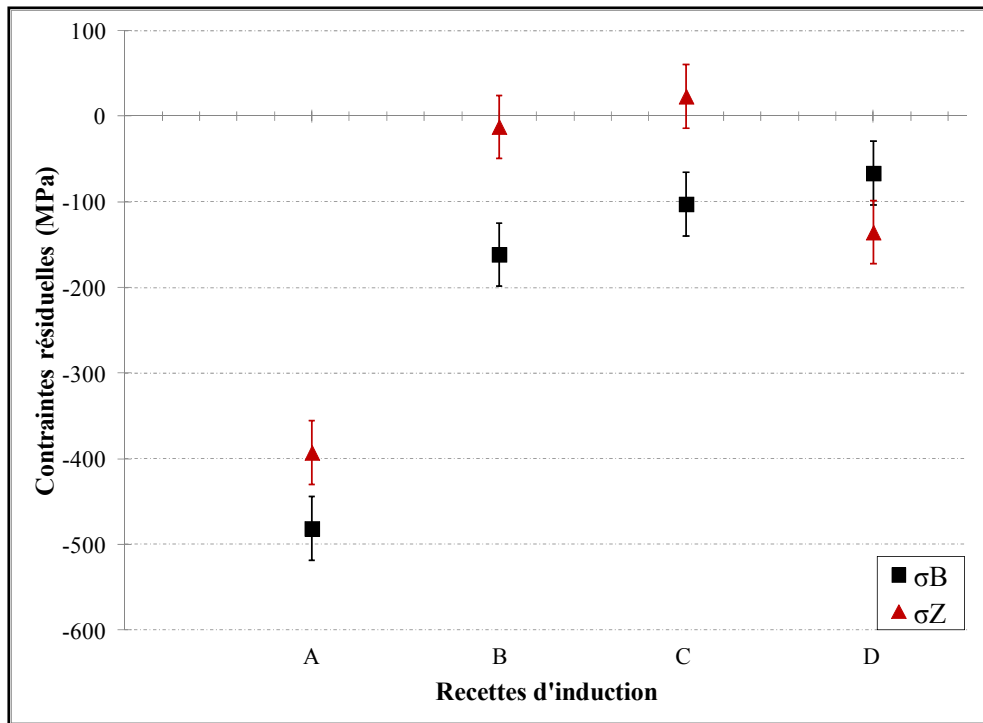


Figure 4.27 Contraintes résiduelles  $\sigma_B$  et  $\sigma_Z$  corrigées pour les 4 recettes en zone 4

La figure précédente montre clairement que seule la recette A engendre de fortes contraintes résiduelles de compression dans cette zone (flanc de dent). Cette observation est

probablement liée au fait qu'il s'agit de la seule recette présentant un contour durci jusqu'en haut de dent à mi-épaisseur. Les trois autres recettes ont laissé des contraintes résiduelles nettement plus faibles. La recette C semble même laisser une très légère tension en direction axiale dans cette zone.

#### **4.2.4 Synthèse des mesures sur les roues dentées**

Les contraintes résiduelles mesurées lors de cette campagne permettent de tirer certaines conclusions, particulièrement en comparant les recettes de profondeur durcie semblable au creux de dent. En effet, passer d'une recette avec petite préchauffe (0,2 s) et un flash final en mono-fréquence (D) à une recette avec une préchauffe plus importante (4,5 s) et une chauffe finale de type bi-fréquence (A) semble permettre, à profondeur durcie égale, d'obtenir une compression un peu plus importante près de la surface en général (zones 1 et 2) et surtout une transition plus douce vers la tension. Les résultats de la zone 3 semblent également confirmer que le gradient en zone de transition est moins sévère avec la recette A que dans le cas de la recette D malgré la moins grande confiance dans les résultats pour cette zone. Il est intéressant de noter que, contrairement aux résultats obtenus par d'autres chercheurs (Grum, 2007), cette tendance sur la sévérité des transitions n'a pas été clairement observée dans les profils de microdureté de ces deux recettes à mi-épaisseur (Figure 4.15). On décèle toutefois une légère différence au niveau de la zone de transition en comparant les cartographies de microdureté des recettes A et D (Figure 4.11 et Figure 4.14) mais sans plus. De la même manière, passer de la recette B (préchauffe moyenne, flash final mono-fréquence) à la recette C (préchauffes importantes, flash final bi-fréquence) a permis d'obtenir plus de compression dans les zones 1 et 2. La recette C est clairement plus avantageuse que la B car elle permet d'éviter les contraintes de tension situées près de la surface en pied de dent pour une profondeur durcie similaire à cet endroit. Il est probable qu'une recette similaire à la recette C mais d'une profondeur aussi faible que les recettes A et D donnerait de meilleurs résultats (plus de compression en couche durcie notamment). En fait, la recette C actuelle ne permet probablement pas de bien mettre en relief tout le potentiel de ce type de préchauffe dû à sa trop grande profondeur durcie. Rappelons qu'en général les contraintes de compression sont

plus faibles lorsque la profondeur durcie augmente pour un même type de recette et un même matériau. Cette observation pourrait également expliquer pourquoi les contraintes résiduelles de compression mesurées en zone 2 étaient généralement de plus faible amplitude qu'en zone 1 pour une même recette, la couche durcie étant systématiquement plus épaisse en zone 2 qu'en zone 1 pour les quatre recettes comme montré par les cartographies de microdureté. Ces différences de contraintes résiduelles le long de l'épaisseur doivent être prises en considération pour les roues induites car, en plus des gradients de microdureté, elles pourraient suffire pour changer la position du site d'amorçage en fatigue (du centre vers les bords). L'ensemble de ces observations devront être prises en considération pour le modèle de fatigue qui sera présenté au Chapitre 5.

D'un point de vue général, les recettes avec des contours durcis plus minces semblent plus désirables pour maximiser la compression résiduelle en surface partout le long de l'épaisseur de dent. Plus spécifiquement, seule la recette A semble engendrer des contraintes bénéfiques de compression jusqu'à la hauteur du diamètre primitif (zone 4) et serait donc recommandable pour résister à la fatigue de contact en plus de la flexion en pied de dent. C'est également celle qui conserve un contour durci mince sur presque toute la hauteur de dent. Pour une denture aussi petite, l'obtention de ce type de profil semble requérir une chauffe finale de type bi-fréquence car la recette D (aussi mince au creux) a complètement durci la moitié supérieure de la hauteur de la dent avec sa chauffe finale en HF seulement. De façon générale, les contraintes résiduelles mesurées dans les zones 1 et 2 tendent à expliquer pourquoi les recettes de type contour ont prouvé leur supériorité en fatigue de flexion par rapport aux recettes de durcissement complet dans l'étude ayant précédé ce doctorat (Austin, 2011). Ces résultats sont également en accord avec ceux de la littérature (Misaka *et al.*, 1997) et seront utilisés pour mieux comprendre les résultats des essais de fatigue sur les roues dentées du prochain chapitre.

### 4.3 Synthèse du chapitre

Ce chapitre a présenté les résultats des campagnes de mesures de contraintes résiduelles sur des disques de diamètres 48 et 106 mm. Le but était d'obtenir le plus possible des profondeurs durcies identiques mais en utilisant des paramètres d'induction différents afin de pouvoir isoler leurs effets respectifs. Le Tableau 4.6 résume les impacts des paramètres utilisés sur les contraintes résiduelles mesurées par DRX. Des mesures par MDC ont été faites sur ces disques mais les résultats ne sont pas pertinents pour la présente synthèse.

Tableau 4.6 Résumé des effets des paramètres d'induction sur les contraintes résiduelles mesurées par DRX dans des disques

Paramètres	Disque	Effets sur le profil des contraintes:			Commentaires
		Compression	Transition	Tension	
Dureté à coeur plus faible	48 mm	↑	moins profonde	↑ ( $\sigma_Z$ )	Changement de signe à la transition dans la microstructure
	106 mm	-	-	-	non-étudié
Forte préchauffe	48 mm	↑	aucun	↓ ( $\sigma_\theta$ )	Profondeur durcie un peu plus faible pour ce disque
	106 mm	aucun	aucun	aucun	Profils trop proches pour postuler sur cet effet
Chauffe finale bi-fréquence	48 mm	-	-	-	non-étudié
	106 mm	↑	aucun	↓	Effets observables pour la recette séquentielle seulement
Revenu 150°C-2h après induction	48 mm	↓	aucun	↓ ( $\sigma_Z$ )	Différences faibles entre les profils. Disques à 38HRC.
	106 mm	-	-	-	non-étudié
Revenu 121°C-1h au lieu de 150°C-2h	48 mm	-	-	-	non-étudié
	106 mm	aucun	gradient plus sévère	↑ ( $\sigma_\theta$ )	Différences faibles entre les profils. Disques à 48HRC.

\* ↓ = diminution et ↑ = augmentation (en valeur absolue)

Dans un cadre plus général, la mesure des contraintes résiduelles par DRX combinée aux méthodes de correction développées au Chapitre 3 semble être un moyen efficace pour étudier et optimiser les contraintes résiduelles du traitement surfacique par induction de pièces simples. La profondeur de transition à laquelle les contraintes changent de signe est la caractéristique des profils la plus difficile à déterminer précisément avec cette méthode car elle dépend de plusieurs facteurs (précision des mesures de profondeur, précision des corrections, finesse des incréments d'électropolissage dans cette zone à fort gradient, etc.). Il a quand même été montré que les transitions dans les profils de contraintes corrèlent plutôt bien avec les profondeurs durcies en général. Précisions que dépendamment des conditions, la transition dans les contraintes a été observée avant, à ou après la profondeur durcie.

Pour appliquer cette technique de mesure à des pièces réelles, une série de roues dentées a été préparée en collaboration avec le partenaire industriel. La fabrication de ces roues s'est déroulée selon les règles de l'art du motoriste afin de pouvoir tester des roues les plus près possible des conditions de l'industrie aéronautique. Quatre traitements par induction différents ont été mis en place pour couvrir les principales possibilités de traitement de cette géométrie. La DRX a permis de mesurer des contraintes résiduelles dans quatre zones de la denture et ce pour les quatre recettes d'induction. Une étude préliminaire a d'abord permis de constater que les contraintes résiduelles en surface sont généralement très similaires sur les dents d'une même roue mais peuvent parfois varier d'une roue à l'autre pour une même recette d'induction. Cet écart au niveau des contraintes résiduelles surfaciques d'une roue à l'autre est probablement attribuable au procédé de rectification post-induction. Des mesures supplémentaires sur des roues induites mais non rectifiées permettraient de confirmer cette hypothèse. La campagne de mesure principale a ensuite montré que seules les recettes de type contour mince engendrent une compression importante partout le long de l'épaisseur en pied de dent. La recette de type durcissement complet de la dent (B) entraîne des contraintes de compression plus faibles que les autres recettes en pied de dent et engendre même une légère tension dans la couche durcie très près de la surface. À profondeur durcie égale (A et D), l'utilisation de préchauffes plus importantes combinées à des chauffes finales de type bi-fréquence a permis d'obtenir plus de compression en zone surfacique et surtout des gradients

moins sévères en zone de transition. Cette étude n'a toutefois pas permis de confirmer l'existence du lien entre la pente du profil de microdureté en zone de transition et le gradient des contraintes résiduelles à cet endroit. En terminant, les résultats obtenus semblent indiquer qu'un profil de type contour est nécessaire sur la majeure partie de la hauteur de dent pour obtenir des contraintes favorables de compression au niveau des flancs où s'effectue le contact lors de la mise en service de l'engrenage.





## **CHAPITRE 5**

### **FATIGUE DE FLEXION DES ENGRENAGES INDUITS**

Ce chapitre traite de l'étude expérimentale et numérique de la résistance en fatigue de flexion simple de roues cylindriques à denture droite ayant subi un durcissement superficiel par induction. L'objectif principal est de caractériser les effets des gradients de microdureté et de contraintes résiduelles mesurés au Chapitre 4 sur ce mode d'endommagement afin de pouvoir établir les bases d'un modèle prédictif fiable et utilisable dans un contexte industriel.

#### **5.1 Explication de l'approche générale**

L'approche proposée pour étudier la fatigue de flexion se compose de deux volets. Le premier volet traite de la fatigue de flexion des roues dentées d'un point de vue expérimental et sera présenté à la section 5.2. Cette section introduira le banc d'essai utilisé pour ensuite présenter les résultats des essais statiques de caractérisation du chargement ainsi que des résultats concernant la stabilité cyclique des contraintes résiduelles.

Le deuxième volet consiste en une étude numérique de la fatigue de flexion des engrenages présentée à la section 5.3. La modélisation vise à prédire la limite d'endurance en flexion simple d'une roue dentée induite ainsi que le site d'amorçage le plus probable connaissant les distributions de microdureté et de contraintes résiduelles. Comme indiqué précédemment, la conception des roues dentées requiert d'empêcher l'amorçage d'une microfissure critique, c'est-à-dire une microfissure qui pourra se propager et entraîner la rupture complète de la dent. C'est pourquoi le résultat important à déterminer avec le modèle est la charge pour laquelle cela ne se produira plus en fatigue à un nombre de cycles donné. Aucune tentative de prédiction d'un nombre de cycles à l'amorçage ou à la propagation ne sera tentée.

Un point important à souligner avant de passer au premier volet est que ce chapitre porte exclusivement sur la flexion simple des dents d'engrenages, c'est-à-dire l'application d'une charge ponctuelle à une certaine position fixe sur le flanc de la dent. Il s'agit d'un cas

simplifié par rapport à la fatigue de flexion des roues dans une machine réelle car la charge se déplace sur le flanc durant l'engrènement et il y a présence d'effets dynamiques en service (effets centrifuges, vibrations, etc.) entre autres. L'idée derrière cette approche est de pouvoir étudier le problème de fatigue de flexion et tester le modèle dans un cas le plus simple possible avant de tenter d'inclure tous les effets survenant dans une boîte d'engrenages réelle, ce qui sortirait du cadre de la thèse. Ces effets sont discutés à la section 5.4.3.

## **5.2 Étude expérimentale de la fatigue de flexion de roues traitées par induction**

Cette section expose les résultats de l'étude expérimentale de la fatigue de flexion. Le banc d'essai pour les roues dentées est d'abord introduit avant de décrire les essais de mise en charge statique et de vérification de la stabilité cyclique des contraintes résiduelles.

### **5.2.1 Banc de flexion dent-par-dent**

Le banc d'essai en flexion dent-par-dent (*single tooth bending fatigue* ou STBF) utilisé pour ce projet a été développé à l'UQAR dans le cadre du projet CRIAQ 1.12 pour la maîtrise ayant précédé ce doctorat (Austin, 2011). Il est conçu spécifiquement pour tester des roues à 48 dents comme celles utilisées au Chapitre 4.

#### **5.2.1.1 Description du banc**

Le banc est un mécanisme conçu et fabriqué sur mesure. Pendant les essais, il est monté sur une machine d'essai mécanique hydraulique commerciale (MTS810®). Le vérin de la machine applique un couple sur un arbre de transmission par le biais d'un bras de levier instrumenté d'un capteur de type COD (pour *crack opening displacement*). Ce capteur, conçu à l'origine pour mesurer le déplacement des lèvres d'une fissure de fatigue pendant un essai de propagation, permet ici de suivre précisément l'évolution du déplacement au bout du bras de levier pendant un essai. Le couple de torsion est transmis à la roue testée par l'entremise de cannelures et est repris entièrement par une seule dent appuyée sur un bloc d'acier rectifié

et durci (63 HRC). En théorie, la charge est appliquée sur une ligne située au plus haut point de contact simple (HPSTC) en considérant l'engrènement virtuel entre deux roues identiques ( $\text{rayon}_{\text{HPSTC}} = 51,408 \text{ mm}$ ). En pratique, la portée de contact s'étend sur une largeur qui dépend de la charge appliquée et le centre de cette zone de contact se déplace légèrement vers le haut de dent plus la charge augmente à cause de la rotation de la roue sur l'arbre et de la déflexion de la dent. L'opérateur contrôle la charge demandée au vérin, la fréquence ainsi que la forme du chargement. Le banc mesure la charge réellement appliquée par le vérin, le couple transmis par l'arbre avec une cellule de charge en torsion, la force reprise par la dent avec une cellule de charge placée sous le bloc d'appui et le déplacement angulaire du bras de levier avec le capteur COD. La Figure 5.1 montre des photos de ce banc.

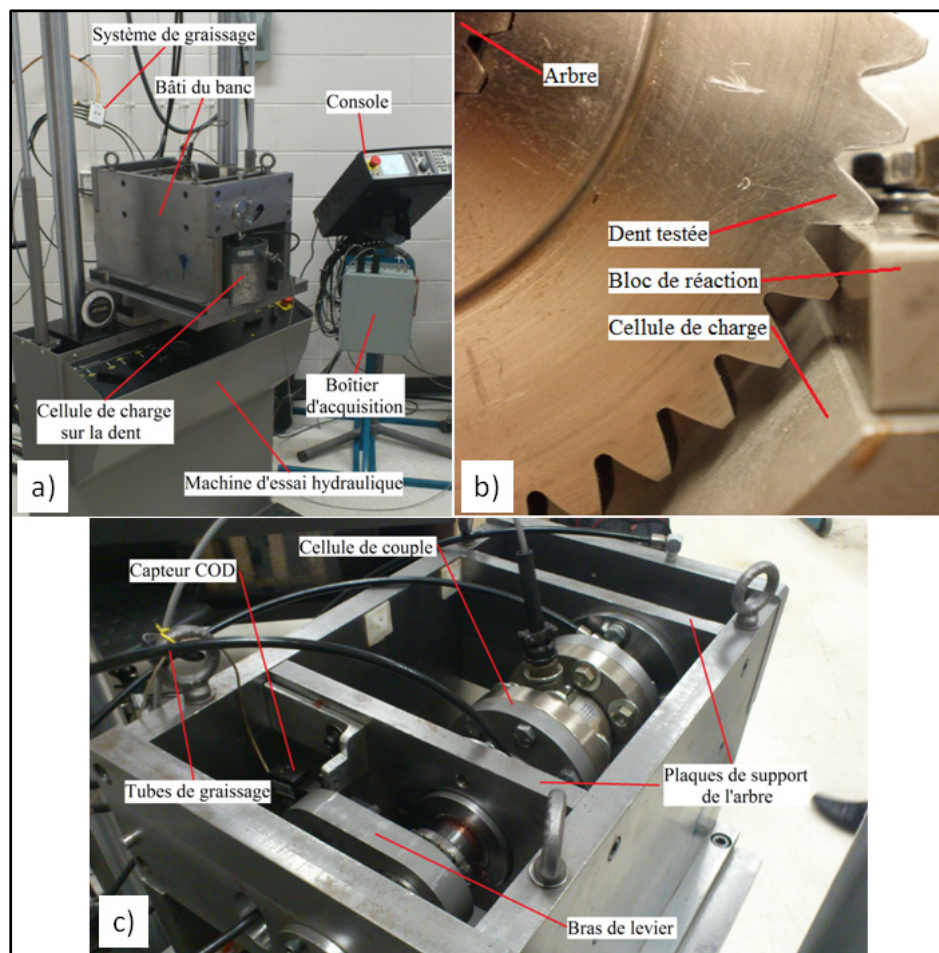


Figure 5.1 Banc d'essai de flexion dent-par-dent de l'UQAR :  
a) vue globale de face, b) zone de contact bloc/roue et c) vue arrière

### 5.2.1.2 Conditions expérimentales pour les essais de fatigue

Tous les essais de fatigue sur des roues ont été conduits en suivant la procédure détaillée à l'Annexe XII qui garantit la reproductibilité des résultats. Notamment, la dent testée est graissée avant chaque essai au niveau du contact avec le bloc de réaction (Figure 5.1b). Ce bloc est changé à chaque essai (quatre arrêtes disponibles par bloc). Les essais ont été conduits à 20 Hz avec un chargement de forme sinusoïdale. Il s'agit d'une fréquence bien en deçà des capacités de la machine et inférieure à celle de 30 Hz utilisée dans l'étude précédente (Austin, 2011). Ce choix est motivé par une des recommandations de cette étude antérieure indiquant qu'il est préférable d'utiliser une fréquence plus basse pour réduire certains effets dynamiques indésirables et pour favoriser l'atteinte des consignes de chargement demandées à la machine. Concernant les limites imposées sur les différents signaux, des valeurs plus larges (moins restrictives) que l'étude précédente ont dû être utilisées étant donné que les charges sont significativement plus élevées pour ces roues de qualité aéronautique (meilleur fini de surface, nuance aéronautique de l'acier). Le Tableau 5.1 résume les limites utilisées durant les essais de fatigue. Elles visent à arrêter un essai en présence d'une fissure de plusieurs millimètres ou à l'atteinte de un million de cycles sans rupture.

Tableau 5.1 Limites utilisées lors des essais de fatigue sur les roues dentées

Paramètres	Limite MIN	Limite MAX
Déplacement vérin (mm)	-0,2	Déplacement max* + 0,5
Force du vérin (kN)	-0,2	Force max + 0,5
Capteur COD (mm/mm)	-0,015	COD max* + 0,011
Capteur couple (V)	-0,05	$(\text{Couple max}^* [\text{lbf.po}] + 100 [\text{lbf.po}]) * 0,0012 + 0,02$
Capteur force dent (V)	-0,07	$(\text{Couple max}^* [\text{lbf.po}] / 1.813 [\text{po}]) * 0,0011 + 0,1$
Nombre de cycles	n/d	$10^6$

\* À déterminer en appliquant la charge max en statique avant de lancer l'essai (voir Annexe XII)

La définition de la limite d'endurance conventionnelle utilisée dans cette thèse est associée à une durée de vie maximale de  $10^6$  cycles au-delà de laquelle on considère qu'il n'y aura plus

de rupture par fatigue. Ce choix est motivé par plusieurs arguments : il s'agit d'une valeur assez traditionnelle pour les aciers, les courbes de fatigue (S-N) de l'acier 4340 sont pratiquement horizontales aux alentours de  $10^6$  cycles (Findley, Coleman et Hanley, 1956; Damm, 2005) et le temps alloué pour les essais sur les roues était fortement restreint. Quant à elles, les roues installées dans des moteurs d'aéronef peuvent facilement atteindre des durées d'utilisation de l'ordre de  $3 \times 10^7$  cycles et plus. Par contre, d'autres modes d'endommagement de l'engrenage (fatigue de contact, usure des flancs, etc.) prennent en général le dessus sur la fatigue de flexion à ces très grands nombres de cycles (domaine VHCF). Il convient de mentionner que cette définition diffère de celle généralement utilisée dans les normes sur les engrenages ( $10^7$  cycles). Les résultats des essais de fatigue sur des roues dentées menés sur ce banc d'essai seront présentés à la section 5.4.1 en comparaison avec les résultats du modèle numérique.

### **5.2.2 Validation des charges appliquées par le banc**

Afin de documenter expérimentalement les déformations causées par l'application d'une charge sur le flanc de dent, deux approches sont utilisées : des jauges de déformation miniatures sont posées en pied de dent du côté tension et des mesures de champs de déformations sans contact sont effectuées avec le système de corrélation d'images ARAMIS®. Ces deux méthodes sont complémentaires car elles sont basées sur des principes physiques complètement différents et elles permettent de mesurer les déformations à des endroits distincts sur la dent.

Les déformations ont été mesurées par ces deux méthodes sur une roue traitée avec la recette A (voir section 4.2.1.3 au Chapitre 4) et chargée de façon statique. Cette roue a été rectifiée comme toutes les autres pour effectuer le test dans les mêmes conditions que pour les essais de fatigue. Les deux sections suivantes détaillent la mise en place des deux méthodes avant de passer à la présentation des résultats. Les mesures expérimentales seront par la suite comparées avec le modèle par éléments finis à la section 5.3.5.2.

### 5.2.2.1 Jauges de déformation

Les jauges de déformation utilisées sont des Vishay® EA-06-031EH-120. La partie utile a une longueur de 0,79 mm et une largeur de 0,81 mm. Elles ont été choisies car elles représentent un bon compromis entre la facilité d'installation et la minimisation des erreurs de mesure considérant les gradients relativement sévères des déformations en pied de dent. Afin de garantir une bonne adhésion des jauges, les roues ont dû être mises au four à 100°C pour 4,5 heures (traitement minimum recommandé) afin de cuire la colle. Cette température de cuisson a probablement un effet négligeable sur la microstructure et les contraintes résiduelles d'après les résultats obtenus au chapitre précédent. Une pression de contact est exercée sur les jauges grâce à un outil en silicone moulé à la forme du creux de dent. Tout excédent de colle se trouvant sur le flanc de dent et dans la future zone de contact avec le bloc de réaction du banc a été enlevé minutieusement avec un papier fin (600 GRIT). Il est important de mentionner que cette application est un cas assez difficile pour des jauges de déformation étant donné la surface courbée des flancs, la faible taille des jauges, l'espace restreint pour les manipulations de collage ainsi que l'impossibilité d'appliquer le traitement régulier à plus haute température pour la cuisson de la colle (pour ne pas influencer le matériau traité par induction). Deux jauges ont été disposées près du creux de dent (le plus bas possible sur le flanc) et de façon symétrique de part et d'autre du plan à mi-épaisseur de denture. Elles ont été raccordées en quart de pont à des boîtiers d'acquisition du même fabricant. La Figure 5.2 montre la position de ces jauges. L'image permet de constater l'existence d'une certaine erreur de positionnement lors de la pose.

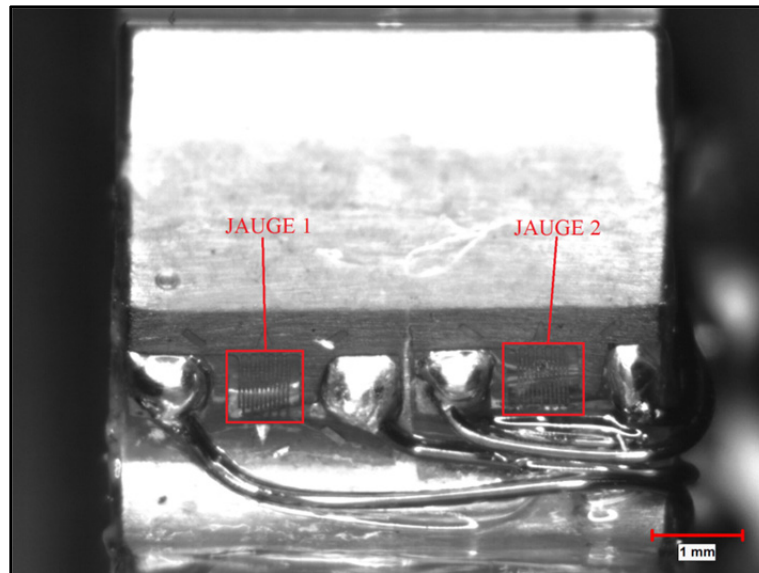


Figure 5.2 Position des jauges de déformation en pied de dent (vue de haut)

En théorie, les déformations indiquées par les deux jauges pour une charge donnée sont supposées être égales pour cet arrangement symétrique si les erreurs de mesure et positionnement sont négligeables. Une différence significative entre les mesures des deux jauges indiquerait alors un désalignement au niveau du montage (arbre, bloc d'appui, etc.) qui pourrait entraîner des écarts significatifs entre les résultats expérimentaux de fatigue et les prédictions du modèle (Wheitner et Houser, 1994). Notons également que les jauges permettent de mesurer des déformations à cet endroit qui reste inaccessible par la corrélation d'images optiques. Cette dernière ne permet donc pas de détecter directement un éventuel désalignement car elle ne mesure que sur la face de la roue qui est visible par la caméra.

#### 5.2.2.2 Corrélation d'images numériques

Le système ARAMIS® permet de mesurer un champ de déformations en 2D ou 3D par corrélation d'images numériques. Plus précisément, il compare des images de la surface de l'échantillon préalablement peinte avec un mouchetis aléatoire de points noirs sur un fond blanc mat et uniforme pour en déduire les déformations. Cette méthode a les avantages d'être

sans contact et de mesurer des champs complets de déformations avec une résolution spatiale plus élevée que celle des jauges. Les désavantages sont la possibilité de ne mesurer que sur les faces visibles par la caméra et le manque de précision près des bords de la surface étudiée dû à la méthode d'inter-corrélation, à la forme complexe de la dent et aux congés sur les arrêtes en bord de dent. En mode 2D comme utilisé dans notre cas, ce système se compose principalement d'une caméra, d'un système d'acquisition et du logiciel pour l'analyse des images. La Figure 5.3 illustre le montage utilisé pour mesurer optiquement les déformations en pied de dent sur une roue dentée chargée en flexion par le banc d'essai de l'UQAR.

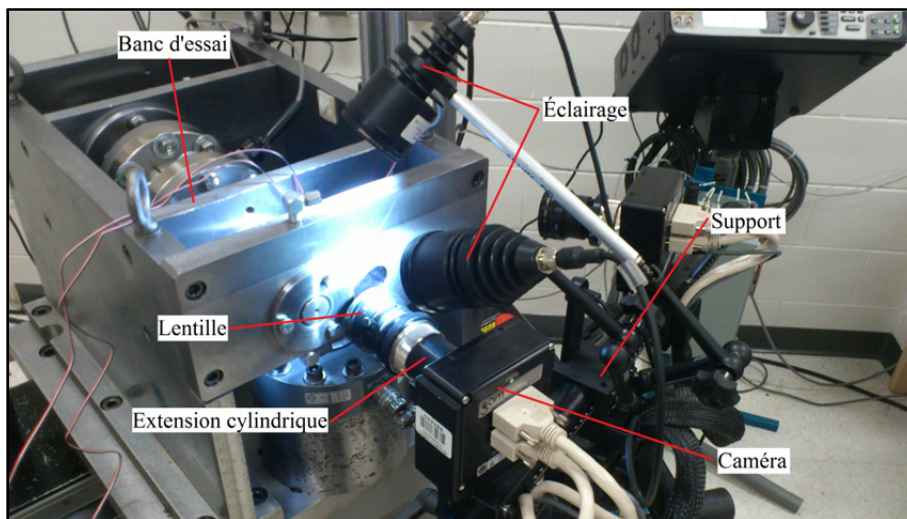


Figure 5.3 Montage pour mesure des champs de déformations d'une dent en flexion par corrélation d'images

Ce système a été utilisé pour mesurer des déformations sur la face du dessus de la roue testée à travers l'orifice de la plaque avant du banc (Figure 5.3). On utilise ici la même nomenclature que pour les disques pour définir la face du dessus (Figure 3.1). C'est le seul endroit visible par le système lors d'un essai de flexion dent-par-dent. Mentionnons que d'autres chercheurs ont utilisé cette technique avec succès sur des roues dentées testées en flexion (Masuyama, Yoshiizumi et Inoue, 2006; Pullin *et al.*, 2010). Un système d'extension cylindrique a été ajouté à la caméra du système de base afin de diminuer la taille de la zone étudiée sur la roue et ainsi de maximiser la résolution spatiale du système. Dans cette configuration, la mesure des déformations s'effectue sur une largeur d'environ trois dents



(22,25 x 16,25 mm<sup>2</sup>) et la taille d'un pixel de l'image correspond environ à 10 µm. Le mouchetis a été appliqué avec les pistolets à air comprimé disponibles à l'ÉTS. Le flanc de dent du côté du contact a été masqué durant l'opération pour éviter la présence de peinture dans cette zone. La Figure 5.4 donne un aperçu du mouchetis et de l'image de la dent étudiée telle que vue par la caméra du système après un essai de fatigue (dent fissurée). La tâche plus foncée près du bloc de réaction est l'excédent de graisse chassé de la zone de contact. Il est difficile d'obtenir un éclairage uniforme et sans reflets. Les conditions ont donc été optimisées pour la zone d'intérêt au niveau de la dent étudiée.

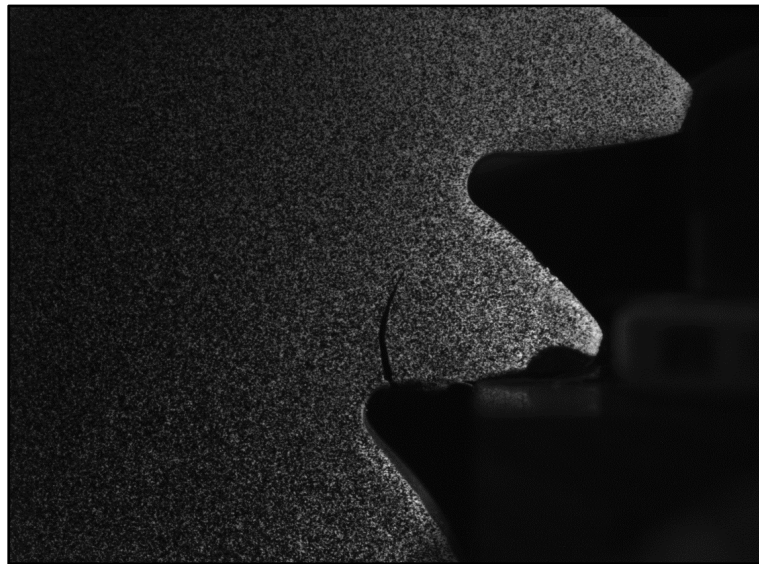


Figure 5.4 Exemple d'une image prise par la caméra du système de mesure optique

Plusieurs paramètres du logiciel doivent être déterminés par l'utilisateur afin d'effectuer le calcul des déformations. Une multitude de combinaisons ont été comparées entre elles (Annexe XIII). Les deux jeux de paramètres retenus suite à cette analyse sont résumés dans le Tableau 5.2 (configurations A et B). Ils représentent de bons compromis entre la précision de mesure et la résolution spatiale. Les calculs sont faits en contrainte plane.

Tableau 5.2 Paramètres utilisés dans le logiciel de corrélation d'images

Paramètres	A	B
Taille de sous-fenêtre (pixels)	15	20
Enchevêtrement des sous-fenêtres (pixels)	13	17
Taille de référence pour les calculs (nb. de sous-fenêtres)	3	3
Type de filtre	<i>Average</i>	<i>Average</i>
Nombre de filtrage	2	1
Taille de référence pour le filtrage (nb. de sous-fenêtres)	3	3

### 5.2.2.3 Résultats de mise en charge statique

La Figure 5.5 rapporte les déformations mesurées par les deux jauges lors d'un essai de mise en charge statique sur la roue 1-7 (recette A) jusqu'à une force sur le vérin de 9,5 kN qui correspond à une force sur la dent de 12,75 kN (selon le capteur de force sur la dent).

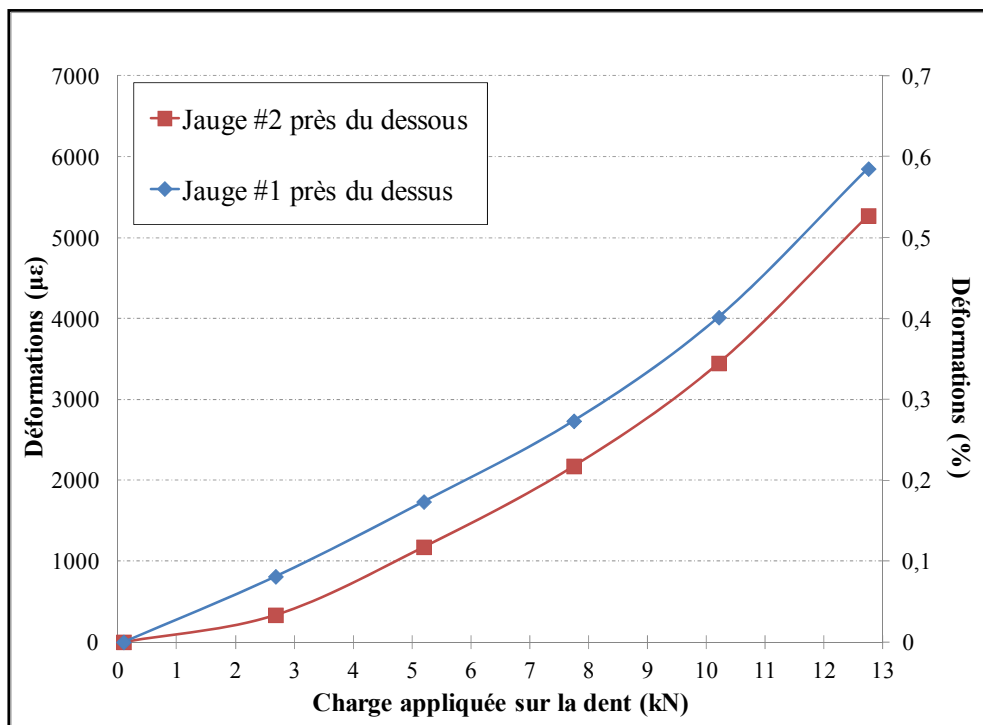


Figure 5.5 Déformations mesurées par les jauges lors d'une mise en charge statique

Notons que certaines approches permettent d'estimer les barres d'erreur des mesures par jauges de déformation mais qu'elles ne peuvent pas être appliquées ici vu le manque d'information sur les distributions statistiques des erreurs de positionnement (Arpin-Pont, 2012). La surface du dessus est celle qui était visible par la rainure dans la plaque avant du banc (avec mouchetis). On constate sur la Figure 5.5 que l'allure des déformations affichées par les deux jauges est généralement similaire. Par contre, la différence entre les mesures des deux jauges est pratiquement constante ( $\approx 550 \mu\epsilon$ ) à partir du premier point de mesure sous charge. La jauge #2 donne systématiquement une déformation plus faible. Mentionnons que cette dernière a été posée légèrement plus haut sur le flanc (s'éloignant de la zone fortement déformée au pied de dent) et avec une erreur angulaire plus importante par rapport à l'axe de flexion (jauge de droite sur la Figure 5.2). Toutefois, on pourrait s'attendre à ce que ce genre d'erreur de positionnement introduise une erreur dans les déformations proportionnelle à la charge appliquée et non un biais constant entre les deux jauges comme c'est le cas ici. D'autres causes d'erreur plus générales peuvent aussi avoir influencé ces résultats : la température, la sensibilité à la déformations transversale, non-linéarité du pont de Wheatstone, etc. (Montero *et al.*, 2011).

La tendance dans les déformations affichées par les jauges n'est pas parfaitement linéaire comme prédit dans le cas théorique d'une dent chargée élastiquement par une force linéique au plus haut point de contact simple. Tout d'abord, la pente n'est pas exactement la même pour les deux jauges entre 0 et 2,7 kN. Cette observation, combinée au fait que les deux jauges suivent exactement la même pente à partir du deuxième point de mesure à 2,7 kN (suivie dès 0 kN par la jauge #1), pourrait suggérer que le contact entre le flanc de dent et le bloc s'effectue d'abord près du dessus de la roue (côté jauge #1) avant le dessous (côté jauge #2). Ces observations semblent donc confirmer qu'il y a présence d'un désalignement entre le flanc de dent et le bloc mais que ce dernier reste toutefois acceptable. Étant donné que la différence entre les deux jauges est jugée faible vis-à-vis l'amplitude des valeurs maximales utilisées dans les essais de fatigue, que la denture est relativement mince selon l'axe Y (6,35 mm) et que la compensation précise de cet éventuel désalignement pour chaque test nécessiterait la connaissance des erreurs géométriques sur chaque roue et chaque bloc de

réaction et un suivi de l'usure des composantes clés du banc (paliers de support de l'arbre, etc.), tous les essais de fatigue seront conduits sans tenter d'ajuster l'alignement au cas par cas. Soulignons que même une erreur d'alignement extrêmement faible peut avoir un impact détectable sur l'uniformité des déformations pour un contact entre deux matériaux aussi rigides.

Ensuite, un changement de pente s'opère à partir d'environ 10 kN pour les deux jauges. Les raisons de cette non-linéarité peuvent être multiples. L'explication la plus plausible est que le haut des jauges est situé très près du point de contact entre la dent et le bloc. Le contact est un phénomène naturellement non-linéaire. Ajoutons à cela l'influence possible de la déformation plastique qui est induite localement dans cette zone pendant un essai (empreinte évidente sur le flanc de dent). Cela expliquerait pourquoi la non-linéarité s'accroît pour les charges plus élevées. Aux charges plus faibles, la zone affectée par le contact est probablement trop restreinte pour affecter les jauges sur le flanc. Cette observation sera confirmée par la comparaison de l'évolution des champs de déformations mesurés avec ARAMIS® et simulés avec ANSYS®. Précisons en terminant que ce problème de non-linéarité aurait donc probablement pu être évité en utilisant des jauges posées au creux de dent opposé sur la même dent (du côté compression).

Dans le même ordre d'idées, la Figure 5.6 montre la déformation équivalente de von Mises mesurée par le système ARAMIS® (paramètres A) sur la face supérieure de la roue pendant l'application statique de la charge maximale. Ce champ de déformations sera comparé à celui prédit par éléments finis à la section 5.3.5.2. Les résultats obtenus avec les paramètres B sont très similaires dans l'ensemble et ne sont donc pas montrés sur cette figure.

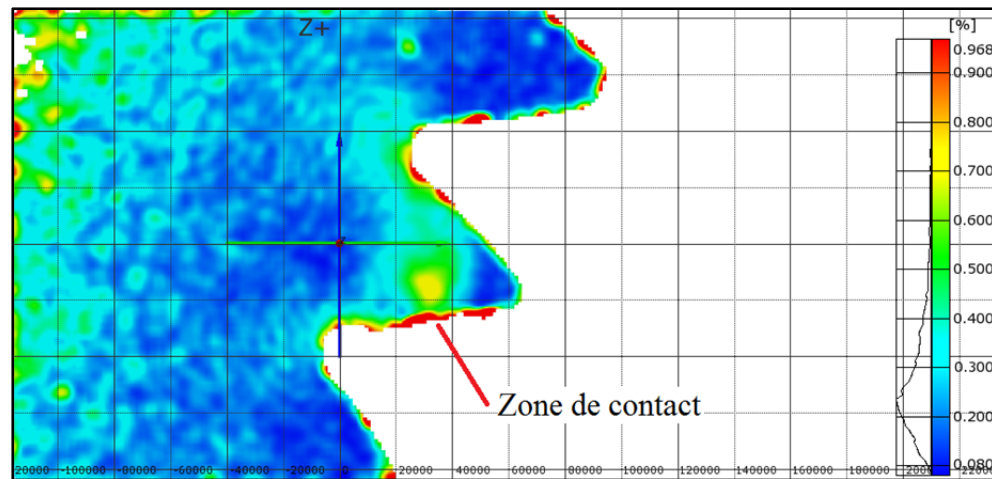


Figure 5.6 Déformation équivalente de von Mises pour une charge de 12,75 kN sur la dent (configuration A pour les paramètres)

La Figure 5.6 permet d'observer que la déformation équivalente est légèrement plus élevée du côté compression que du côté tension de la dent (comme prévu étant donné la superposition des effets de flexion et de compression causée par la position de la charge). Elle met également en relief une zone fortement chargée vis-à-vis le contact avec le bloc réaction. Il est important de remarquer que certaines sous-fenêtres situées directement sur les bords du profil de dent affichent des déformations très élevées même sur les dents adjacentes qui ne sont pas chargées (couleur rouge). Cette observation fait ressortir les erreurs qui apparaissent parfois dans les déformations mesurées sur les arrêtes dans le cas où une bonne partie de la sous-fenêtre correspondante se situe en dehors de la surface à mesurer notamment. De plus, mentionnons que la création d'un arrondi (rayon de 0,25 à 0,76 mm) sur les arrêtes vives au bord des flancs est spécifiée sur le dessin de la pièce fourni par PWC. Cela nuit à l'analyse par corrélation d'images à cet endroit car cette technique assume une surface plane. Les résultats à la surface immédiate doivent ainsi être utilisés avec beaucoup de précautions. La Figure 5.6 montre également que la zone plus sombre à cœur (coin supérieur gauche sur la Figure 5.4) se traduit par des erreurs car les déformations affichées dans cette zone (loin de la dent chargée) sont anormalement élevées ou non-calculées. Cela est vraisemblablement lié au fait que certaines sous-fenêtres sont manquantes dans cette zone dû au manque d'éclairage.

### 5.2.3 Stabilité cyclique des contraintes résiduelles en pied de dent

La revue de littérature a permis de constater qu'il est primordial d'évaluer la stabilité cyclique des contraintes résiduelles afin de mieux prédire le comportement en fatigue d'une pièce de machine. Cette section décrit donc les expériences mises en place afin de vérifier cet aspect sur une roue traitée par induction et chargée en flexion simple. La même dent d'engrenage que celle de la section précédente est réutilisée pour cette vérification.

#### 5.2.3.1 Méthodologie

L'idée exploitée dans cette section est que les déformations mesurées après l'application d'un certain nombre de cycles de chargement devraient évoluer par rapport à celles mesurées au premier cycle si les contraintes résiduelles ne sont pas stables pendant un essai de fatigue. Notons qu'une déformation plastique à l'échelle macroscopique engendrerait un effet du même type. Par contre, comme expliqué précédemment, la portion de la dent déformée plastiquement reste vraisemblablement confinée au matériau très près du point de contact et non dans la portion du creux de dent où l'on étudie la fatigue de flexion.

En théorie, les deux techniques de mesure de déformations introduites à la section 5.2.2 pourraient permettre une telle vérification. En pratique, les jauges de déformation présentent souvent un effet d'hystérésis lors du retour à la charge initiale utilisée pour la mise à zéro (Arpin-Pont, 2012). Cette observation est particulièrement vraie pour des jauges utilisées dans des conditions difficiles comme c'est le cas dans ce projet. Si une déformation résiduelle apparaît après le premier cycle, il devient alors difficile de dire quelle fraction de cette dernière est bien réelle. De plus, les jauges ont été collées près du creux de dent mais également près du point de contact avec le bloc étant donné le peu d'espace disponible vis-à-vis la taille des jauges. L'ensemble de ces raisons suggèrent donc d'éviter l'utilisation de cette technique afin de conclure sur la stabilité cyclique des contraintes résiduelles dans la portion du creux où l'on étudie la fatigue de flexion dans cette thèse.

Dans ce contexte, la mesure de champs de déformations par corrélation d'images semble plus appropriée pour cette tâche. Suite à l'essai statique de la section 5.2.2 (cycle #1), le système ARAMIS® a donc été réutilisé pour mesurer les déformations à l'application de la charge maximale (9,5 kN sur le vérin comme auparavant) après 10, 100 et 1000 cycles. On s'attend à ce que l'éventuelle redistribution des contraintes résiduelles s'opère de façon plus marquée au cours des premiers cycles sur lesquels se limite l'étude. Seule la face de dessus est étudiée pour les mêmes raisons qu'auparavant (comme sur la Figure 5.6).

Avant de passer aux résultats, il convient d'expliquer pourquoi la DRX n'est pas utilisée pour cette vérification. À priori, elle serait beaucoup plus précise que la corrélation d'images pour effectuer une étude de la stabilité cyclique des contraintes résiduelles. Par contre, les contraintes résiduelles à la surface immédiate présentent une certaine variation d'une dent et d'une roue à l'autre, vraisemblablement à cause du procédé de rectification (Chapitre 4). Il serait donc nettement préférable de conduire une telle étude sur une même dent pour éliminer cette importante cause d'erreur. Rappelons que le banc d'essai est situé à l'UQAR et le diffractomètre à l'ÉTS, compliquant ainsi la mise en place de ce genre d'essai vu le temps restreint. De plus, ajoutons que l'étude des contraintes résiduelles près du site d'amorçage en fatigue de flexion nécessiterait l'enlèvement des dents adjacentes pour garantir l'accès au faisceau de rayons X et que les mesures seraient limitées à la surface vu l'impossibilité d'enlever des couches pour obtenir les profils en profondeur sans détruire la pièce. La DRX serait toutefois très utile pour faire une étude non-destructive de la stabilité cyclique des contraintes résiduelles sur des éprouvettes de géométrie simple.

### **5.2.3.2 Résultats et implications pour la modélisation de la fatigue**

La Figure 5.7 présente l'évolution du profil des déformations à l'application de la charge maximale le long d'une section au creux de dent (près du site d'amorçage de la fissure qui a entraîné la fin de l'essai à 9326 cycles). On choisit de ne présenter que les déformations à la charge maximale car il s'agit des conditions engendrant la précision maximale avec cette technique (les déplacements des sous-fenêtres sont plus importants).

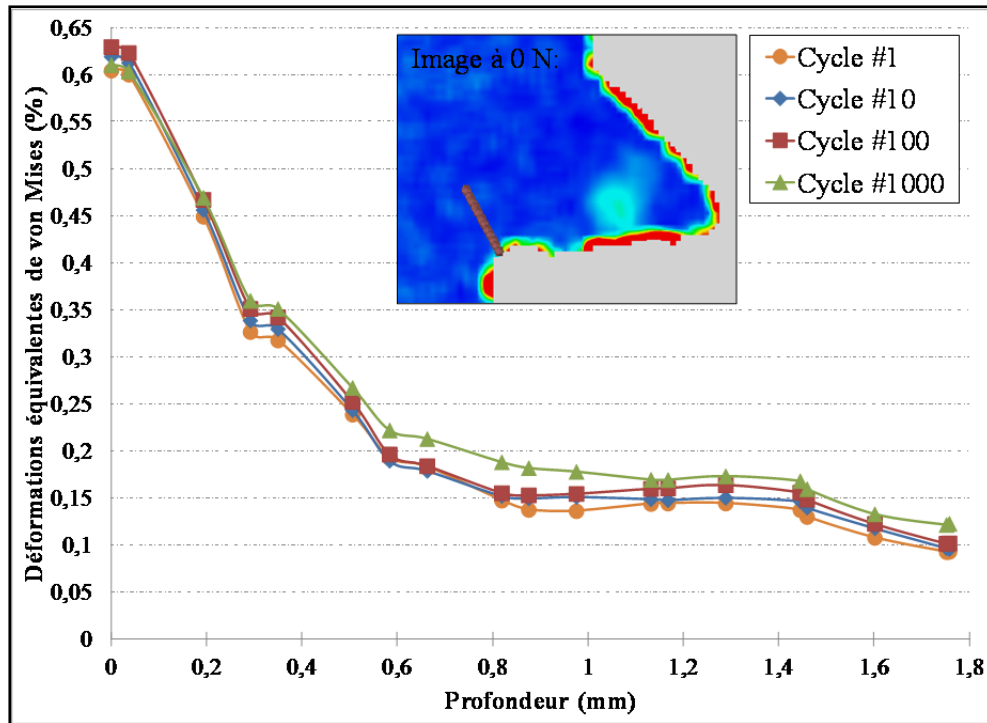


Figure 5.7 Évolution cyclique du profil de déformations en pied dent sous la charge maximale (section perpendiculaire au profil montrée sur l'image)

Deux stratégies ont été mises en place afin de minimiser les problèmes d'imprécision près des bords : utilisation du jeu de paramètres B (Tableau 5.2) qui diminue ces erreurs avec des sous-fenêtres un peu plus grandes et choix d'un profil qui passe volontairement à côté des sous-fenêtres au bord de la dent présentant une déformation résiduelle irréaliste après le premier retour à 0 N (voir la position de cette section sur l'image de la Figure 5.7).

La Figure 5.7 montre que le profil des déformations mesurées à 9,5 kN ne varie pas de façon significative au fil des cycles. La différence maximale avec le profil du premier cycle est de 0,04 % à une profondeur d'environ 0,9 mm. Cette valeur est comparable à l'erreur de 0,02 % déterminée par un test du bruit entre deux images à 0 N avant de débuter l'essai et est par le fait même non significative. Ces résultats indiquent qu'il est raisonnable, comme première approximation, de considérer les contraintes résiduelles mesurées sur une roue avant un essai comme des contraintes moyennes stables qui se superposent directement aux contraintes appliquées dans la zone étudiée en fatigue de flexion. Ces résultats vont dans le même sens



que ceux obtenus dans une autre étude (Tjernberg, 2002) et les mesures DRX effectuées sur des éprouvettes du même acier et montrant une relaxation négligeable des contraintes résiduelles en surface même après  $10^6$  cycles de fatigue près de la limite d'endurance (section 5.3.4.1). Mentionnons qu'il est tout de même possible qu'une certaine redistribution des contraintes résiduelles s'opère à la surface immédiate sans être détectée par la corrélation d'images étant donné le manque de sensibilité de la méthode à cet endroit. De plus, seule la face du dessus est étudiée. Or, une certaine évolution des contraintes résiduelles pourrait survenir à une autre position dans le volume de la dent chargée sans être détectée par cette méthode (exemple : plan au centre de la largeur de dent).

### **5.3 Étude numérique de la fatigue de flexion**

Cette section décrit en détails la construction du modèle de fatigue de flexion qui sera utilisé pour faire des prédictions et comparaisons avec des résultats expérimentaux sur la fatigue des roues induites à la section 5.4. Il convient d'abord de préciser que ce modèle a comme objectif de prédire la charge de flexion (appliquée sur le flanc de dent au plus haut point de contact simple) qui est associée à la limite d'endurance conventionnelle à  $10^6$  cycles avec une probabilité de rupture de 50 %. Cette charge de flexion permet d'estimer les contraintes appliquées au pied de dent (section 5.3.5.3). De plus, ce modèle d'amorçage en fatigue s'intéresse à la prédiction de fissures qui atteindront une taille macroscopique, entraînant ainsi une rupture complète de la dent (détectable par le banc d'essai). Les microfissures (typiquement de quelques  $\mu\text{m}$ ), qui pourraient sous certaines conditions s'amorcer à certains endroits dans la microstructure sans se propager, ne sont pas couvertes par le modèle de fatigue proposé.

#### **5.3.1 Description générale du modèle**

Le modèle consiste principalement en un programme MATLAB® (bending\_gear.m) développé sur mesure pour les besoins de ce projet (voir l'Annexe XIV). Ce programme importe les gradients des contraintes appliquées au pied de la dent, les valeurs de microdureté

à cet endroit ainsi que les contraintes résiduelles fournies par l'utilisateur. Ces données peuvent être des résultats de simulations ou des mesures expérimentales. Dans ce chapitre, les contraintes appliquées sont obtenues par éléments finis tandis que les autres données en entrée (microdureté, contraintes résiduelles) sont les mesures expérimentales pour chaque recette d'induction présentées au Chapitre 4.

Le programme permet de traiter ces données comme suit : réorganisation des données selon des grilles communes, superposition des contraintes appliquées et résiduelles, assignation des propriétés locales du matériau, calcul de la contrainte équivalente selon le critère de fatigue multiaxiale choisi, calcul du risque d'amorçage à tous les nœuds, affichage des résultats pertinents (endroits critiques, force maximale admissible sur la dent, contrainte maximale en flexion et contrainte de von Mises en pied de dent, etc.), enregistrement des résultats et affichage des points critiques sur le maillage initial en (2D ou 3D). L'utilisateur peut choisir parmi différents modes du programme. Notamment, il est possible de faire un calcul unique avec les contraintes appliquées initiales ou de lancer un calcul par itérations permettant de trouver la charge maximale de flexion sur la dent qui correspond au seuil limite d'endurance en flexion (à  $10^6$  cycles). Cette procédure ainsi que toutes les étapes du programme sont expliquées en détails dans les sections suivantes.

### 5.3.2 Hypothèses générales

Comme expliqué en introduction de la thèse et au Chapitre 2, le cadre général du modèle est celui d'un problème d'amorçage en fatigue à grand nombre de cycles (HCF). Il convient d'énoncer les hypothèses générales permettant la construction de ce modèle.

- a) L'amorçage en fatigue aura lieu à une profondeur comprise entre la surface et 0,8 mm (limitation imposée par les mesures de contraintes résiduelles), du côté tension et sur un des dix plans de nœuds pris perpendiculairement à la surface du modèle d'éléments finis et couvrant du début du congé (au rayon de forme) jusqu'au plan où la tangente fait un angle de  $41^\circ$  avec la verticale (voir section 5.3.5).

- b) Les contraintes résiduelles mesurées après induction peuvent être considérées comme des contraintes moyennes stables au fil des cycles de fatigue.
- c) Les profils de contraintes résiduelles mesurées au Chapitre 4 dans les zones 1 et 2 peuvent être considérés constants le long du creux de dent étudié en considérant que l'axe de la profondeur reste perpendiculaire à la forme du profil.
- d) Seules les deux composantes des contraintes résiduelles normales mesurées en direction axiale et tangente au profil de la roue (sens de la flexion) sont considérées.
- e) La cartographie de microdureté mesurée sur le plan à 30 ° est représentative de la distribution de microdureté sur les dix plans de nœuds inclus dans l'analyse et se trouvant aux alentours de ce dernier.
- f) Les propriétés en fatigue de l'acier à différents points dans la couche durcie par induction dépendent seulement de la microdureté locale<sup>3</sup> sauf pour les nœuds situés directement à la surface pour lesquels un abattement des propriétés en fatigue dû à la rugosité de surface sera ajouté (voir section 5.3.7.2).

Ces différentes hypothèses sont justifiables comme suit. Au niveau de la position du site d'amorçage (hypothèse a), les différentes études sur la fatigue de flexion présentées dans la revue de littérature ont rapporté des amorçages principalement en surface ou très près de la surface (0,1 à 0,3 mm en général). Un amorçage interne sous la couche durcie par induction est possible seulement si cette couche est assez mince. Également, le modèle d'éléments finis de la dent qui sera présenté à la section 5.3.5 a permis de constater que la contrainte équivalente de von Mises à 0,8 mm de profondeur est environ égale à 23 à 31 % de la contrainte maximale de surface (ce qui est cohérent avec les résultats en déformation de la Figure 5.7). Se limiter à cette valeur semble donc raisonnable. De plus, l'analyse couvre les plans perpendiculaires à la surface du profil et allant du rayon de forme jusqu'au point de tangence à 41 ° pour inclure tous les points qui pourraient être critiques en fatigue (voir section 5.3.5.3). La figure suivante illustre sur le modèle CAO la position de trois de ces

---

<sup>3</sup> Le modèle ne considère donc pas le fait que deux microstructures de cet acier peuvent avoir la même microdureté mais pas nécessairement les mêmes propriétés en fatigue.

plans : au rayon de forme ( $16,93^\circ$ ), à  $30^\circ$  et à  $41^\circ$ . Les sept autres plans d'analyse non montrés sur la figure sont situés entre ces trois plans.

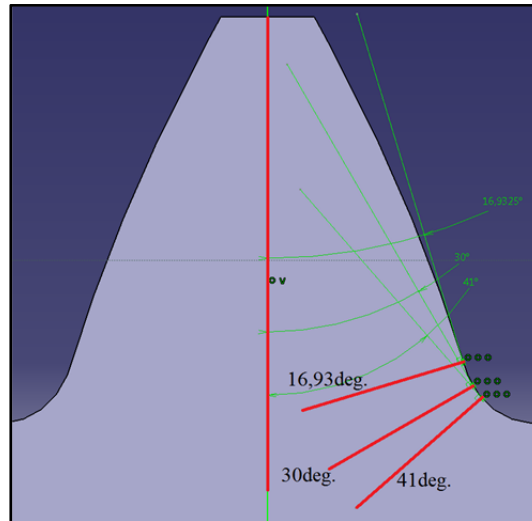


Figure 5.8 Position de trois des dix plans analysés en fatigue en pied de dent du côté tension

L'hypothèse b sur la stabilité des contraintes résiduelles est fondée sur les résultats expérimentaux obtenus pour à la section 5.2.3. Elle ne semble pas induire trop d'erreur à priori. Par contre, le fait de considérer que le profil des contraintes résiduelles est le même pour une certaine profondeur sur tous les plans de nœuds étudiés au creux peut induire plus d'erreur dans les prédictions (hypothèse c). Cette hypothèse s'avère par contre indispensable vu les limitations liées à la technique de mesure des contraintes résiduelles disponible pour ce projet ainsi qu'à l'absence de résultats de simulations multi-physiques du procédé d'induction pour ce cas. Mentionnons tout de même que pour les recettes A et D du Chapitre 4, la profondeur durcie est pratiquement constante sur la zone d'analyse (recettes de type contour) et l'erreur engendrée est donc probablement plus faible dans ce cas.

Par ailleurs, le choix d'inclure seulement les contraintes axiales et tangentes (hypothèse d) est lié en premier lieu au fait que ce sont les seules composantes mesurées dans les roues. Par contre, il faut souligner que la composante normale à la surface du flanc qui est négligée n'a

probablement pas un impact majeur étant donné qu'elle doit être nulle à la surface immédiate et probablement beaucoup plus faible que les deux autres à cœur (voir à ce titre la contrainte radiale prédite dans des disques par Denis *et al.*, 1993). De plus, ne pas inclure les composantes résiduelles de cisaillement n'induit probablement pas d'erreur significative étant donné l'indépendance de la limite d'endurance en torsion vis-à-vis la composante moyenne de cisaillement généralement observée pour les aciers (Papadopoulos *et al.*, 1997).

Concernant l'hypothèse e), considérer que la distribution de microdureté dans la zone étudiée du pied de dent est identique partout et égale à celle mesurée au plan à 30 ° se justifie un peu de la même façon que dans le cas des contraintes résiduelles. Dans ce cas, l'utilisation d'un gabarit sur mesure et de l'électroérosion à fil est requise afin de couper précisément au bon endroit pour les mesures de microdureté dans cette géométrie complexe. Or, le gabarit disponible pour cette roue ne permettait qu'une coupe à l'angle de tangence de 30 °.

Pour finir, relier propriétés en fatigue locales à la valeur de microdureté (hypothèse f) semble raisonnable dans la mesure où les microstructures des différents échantillons utilisés pour calibrer le critère de fatigue sont comparables à celles retrouvées dans la roue dentée. Ce type d'approche a d'ailleurs été utilisé avec un certain succès par plusieurs auteurs (Jablonski et Varvarrikes, 2008; Palin-Luc *et al.*, 2011).

### 5.3.3 Choix des critères de fatigue multiaxiale

La littérature comporte une multitude d'approches de calcul en fatigue multiaxiale. Une des familles de critères les plus utilisées et les plus connues est celle des critères basés sur les invariants du tenseur des contraintes (Papadopoulos *et al.*, 1997). Le critère de Crossland (1956) appartenant à cette famille a été retenu pour le présent modèle. Il s'exprime au moyen de l'inéquation suivante qui doit être respectée pour éviter l'amorçage d'une fissure de fatigue critique (critère #1) :

$$\sqrt{J_{2A}} + \alpha \sigma_{HMAX} \leq \beta \quad (5.1)$$

Le premier terme du critère est relié au deuxième invariant du tenseur déviatorique des contraintes  $J_2$  et se veut une mesure multiaxiale d'amplitude du cisaillement en un point (Crossland, 1956). Notons que ce terme n'est pas influencé par la présence de contraintes moyennes. Pour un chargement simple, il se calcule comme suit connaissant la valeur du tenseur déviatorique  $\mathbf{S}$  à tout instant  $t$  dans le cycle de durée  $T$  ainsi que sa valeur moyenne  $\mathbf{S}_{MOY}$  (Nadot, 2012) :

$$\sqrt{J_{2A}} = \max_{t \in T} \sqrt{\frac{1}{2} [\mathbf{S}(t) - \mathbf{S}_{MOY}] : [\mathbf{S}(t) - \mathbf{S}_{MOY}]} \quad (5.2)$$

Le deuxième terme du critère est la contrainte hydrostatique maximale atteinte au cours d'un cycle de chargement. Ce terme est directement influencé par la présence de contraintes normales moyennes. Il se calcule comme suit connaissant les trois composantes de contrainte normale du tenseur des contraintes:

$$\sigma_{HMAX} = \max_{t \in T} \left( \frac{\sigma_X(t) + \sigma_Y(t) + \sigma_Z(t)}{3} \right) \quad (5.3)$$

Les paramètres  $\alpha$  et  $\beta$  sont liés au matériau. En fait,  $\alpha$  représente la sensibilité en fatigue du matériau à la présence d'une contrainte hydrostatique tandis que  $\beta$  est la valeur maximale de la contrainte équivalente de Crossland (le terme de gauche dans (5.1)) que le matériau peut supporter sans amorcer une fissure critique qui entraînera la rupture de la pièce. L'identification de ces paramètres est traitée en détails à la section 5.3.4.1. Pour les besoins de l'étude, il est proposé de définir un paramètre de risque  $d_i$  permettant de visualiser les points critiques en fatigue dans une structure sollicitée en fatigue multiaxiale. L'amorçage d'une fissure est prédit dès que  $d_i$  est égal ou supérieur à 1.

$$d_i = \frac{\sqrt{J_{2A}} + \alpha \sigma_{HMAX}}{\beta} \quad (5.4)$$

Plusieurs raisons justifient le choix du critère de Crossland. Tout d'abord, ce type de critère est facile à mettre en œuvre et demande peu de temps de calcul comparativement à d'autres critères, ce qui représente un avantage pour une éventuelle application en industrie. Ensuite, ce critère représente correctement l'indépendance de la limite en torsion vis-à-vis d'un cisaillement moyen (Papadopoulos *et al.*, 1997) et permet de faire des prédictions suffisamment précises pour des chargements simples (de type proportionnel), comme dans le cas d'une dent en flexion simple. De plus, ce critère a déjà été utilisé avec succès par certains chercheurs pour prédire l'amorçage de fissures de fatigue dans des éprouvettes de laboratoire de géométrie simple traitées par induction (Guechichi et Castex, 2006; Palin-Luc *et al.*, 2011).

Le critère de Crossland classique tel qu'exprimé par l'équation (5.1) est une approche dite locale en fatigue multiaxiale. Or, plusieurs chercheurs ont montré l'effet bénéfique sur la résistance en fatigue de la présence d'un gradient sur la contrainte hydrostatique (Morel et Palin-Luc, 2002; Morel, Morel et Nadot, 2009). Cet effet fait en sorte que la limite d'endurance en traction est plus faible que celle observée en flexion pour un alliage et un volume de matériau chargé donnés. Le cas de la dent d'engrenage chargée en flexion de la présente thèse semble un cas où la considération de cet effet pourrait s'avérer importante. Il existe plusieurs approches pour prendre en compte cet effet du gradient (Morel et Palin-Luc, 2002). Par exemple, Papadopoulos et Panoskaltis (1996) ont proposé une modification du critère de Crossland exposé précédemment permettant d'inclure cet effet (critère #2):

$$\sqrt{J_{2A}} + \alpha \sigma_{HMAX} \left( 1 - B \left\langle \frac{G}{\sigma_{HMAX}} \right\rangle^n \right) \leq \beta \quad (5.5)$$

où :

$$G = \sqrt{\left( \frac{\partial \sigma_{HMAX}}{\partial x} \right)^2 + \left( \frac{\partial \sigma_{HMAX}}{\partial y} \right)^2 + \left( \frac{\partial \sigma_{HMAX}}{\partial z} \right)^2} \quad (5.6)$$

$$\left\langle \frac{G}{\sigma_{HMAX}} \right\rangle = \frac{G}{\sigma_{HMAX}} \text{ si } \frac{G}{\sigma_{HMAX}} > 0 \quad (5.7)$$

$$\left\langle \frac{G}{\sigma_{HMAX}} \right\rangle = 0 \text{ si } \frac{G}{\sigma_{HMAX}} \leq 0 \quad (5.8)$$

$$\left\langle \frac{G}{\sigma_{HMAX}} \right\rangle = 0 \text{ si } \sigma_{HMAX} = 0 \quad (5.9)$$

L'utilisation de cette approche introduit deux nouveaux paramètres, B et n, pour calibrer la sensibilité à l'effet du gradient. L'identification de ces paramètres sera également discutée à la section 5.3.4.3. Cet effet du gradient intervient par l'entremise du gradient normalisé G et seulement sur le terme de la contrainte hydrostatique maximale. L'équation (5.8) permet de négliger volontairement l'effet du gradient dans le cas d'un cycle complet en compression. L'équation (5.9) quant à elle permet d'éviter le problème mathématique de la division par zéro lors du cas spécial où la contrainte hydrostatique maximale serait nulle. Le paramètre de risque  $d_i$  peut également être défini dans ce cas de façon analogue à l'équation (5.4).

Papadopoulos et Panoskaltis justifient l'application de l'effet du gradient sur le terme hydrostatique seulement en utilisant l'indépendance de la limite d'endurance en torsion vis-à-vis de la contrainte moyenne (généralement observée pour les métaux). En effet, un essai de torsion complètement renversée (sans couple moyen ou à  $R = -1$ ) donne généralement la même limite d'endurance qu'un essai avec couple moyen ( $R \neq -1$ ). Or, dans ces deux cas le gradient sur les contraintes de cisaillement est nécessairement différent pour une géométrie d'éprouvette donnée puisque la contrainte de cisaillement maximale est différente au rayon extérieur pour les deux cas tandis que le cisaillement doit tout de même être nul au centre. Rappelons que la contrainte hydrostatique est nulle à tout moment et en tout point en torsion pure. Ce raisonnement conduit les auteurs à affirmer qu'il ne semble pas y avoir d'effet du gradient sur les composantes de cisaillement. Ensuite, ils s'appuient également sur des données expérimentales obtenues sur l'acier SAE4340 par Findley, Coleman et Hanley (1956) pour des chargements combinés en torsion et flexion. En utilisant le critère de Crossland régulier (sans effet du gradient), plus la composante de flexion est importante par rapport au cisaillement de torsion, plus les prédictions du modèle s'écartent des résultats expérimentaux. En torsion pure, ou presque pure, le modèle sans effet du gradient prédit un



résultat très proche des résultats expérimentaux. Ces observations prouvent selon ces auteurs que l'effet du gradient ne doit s'appliquer que sur la partie hydrostatique.

L'approche proposée par Papadopoulos et Panoskaltis (1996) peut toutefois être critiquée. Premièrement, l'utilisation du gradient au chargement maximal dans le cycle pourrait se limiter principalement aux chargements proportionnels. En réalité, dans le cas d'un chargement complexe, le gradient risque aussi de varier de façon complexe avec le temps et la valeur maximale pourrait insuffisamment représenter le chargement. Deuxièmement, des recherches plus récentes suggèrent qu'il pourrait y avoir un effet de gradient sur le terme de cisaillement  $\sqrt{J_{2A}}$  (Billaudeau, 2002). Cet effet serait toutefois bien plus faible que pour la composante hydrostatique. Un troisième critère incluant un effet du gradient sur la contrainte équivalente pourrait donc être envisageable. L'approche de Papadopoulos et Panoskaltis sera tout de même retenue dans cette thèse comme première tentative d'introduire l'effet du gradient sur la prédiction de la limite d'endurance étant donné sa facilité d'application.

Pour finir, précisons que seules les deux composantes du gradient de contrainte hydrostatique dans les directions axiale et normale à la surface (profondeur) sont considérées dans les calculs de l'équation (5.6). Négliger la troisième composante du gradient dans l'autre direction n'a pas un effet significatif sur la contrainte équivalente finale selon des vérifications préliminaires avec un cas typique de l'induction. Le programme du modèle calcule ces deux composantes à l'aide de la fonction *gradient*. Cette fonction donne des résultats similaires à une interpolation linéaire vis-à-vis chaque nœud et ses voisins. Le maillage utilisé dans les calculs est régulier selon la direction Y (épaisseur) et quasi régulier selon X (profondeur) pour éviter de biaiser ce calcul (nomenclature du Chapitre 4).

#### 5.3.4 Prise en compte du durcissement

Le traitement superficiel par induction produit des gradients de microstructure qui se traduisent par des variations de microdureté entre la surface et le cœur des dents traitées. Afin de tenir compte de ces variations, le programme importe la cartographie de microdureté

mesurée en pied de dent pour la recette voulue (sur le plan à 30 °) et selon la grille de mesure utilisée lors des essais avec le microduromètre (Chapitre 4). Il est ensuite nécessaire d'évaluer la microdureté à chaque nœud du modèle d'éléments finis à partir de cette grille limitée de mesures. Ces informations sont nécessaires afin d'évaluer les propriétés en fatigue locales du matériau (pour choisir les bons paramètres  $\alpha$  et  $\beta$  du critère).

Les polynômes cubiques ne sont pas bien adaptés pour évaluer la microdureté locale entre deux indentations de la grille de mesure car ils introduisent des oscillations artificielles. Des fonctions d'évaluation linéaires sont donc utilisées dans le programme pour éviter ce problème dans le cas où les profils de microdureté varient de façon brutale.

Afin d'illustrer cette approche, la Figure 5.9 montre des profils évalués sur une nouvelle grille de profondeurs avec les deux méthodes à partir de mesures de microdureté fictives mais typiques de l'induction. Les mesures de microdureté fictives sont prises avec un espacement de 0,2 mm comme c'est généralement le cas pour des pièces induites.

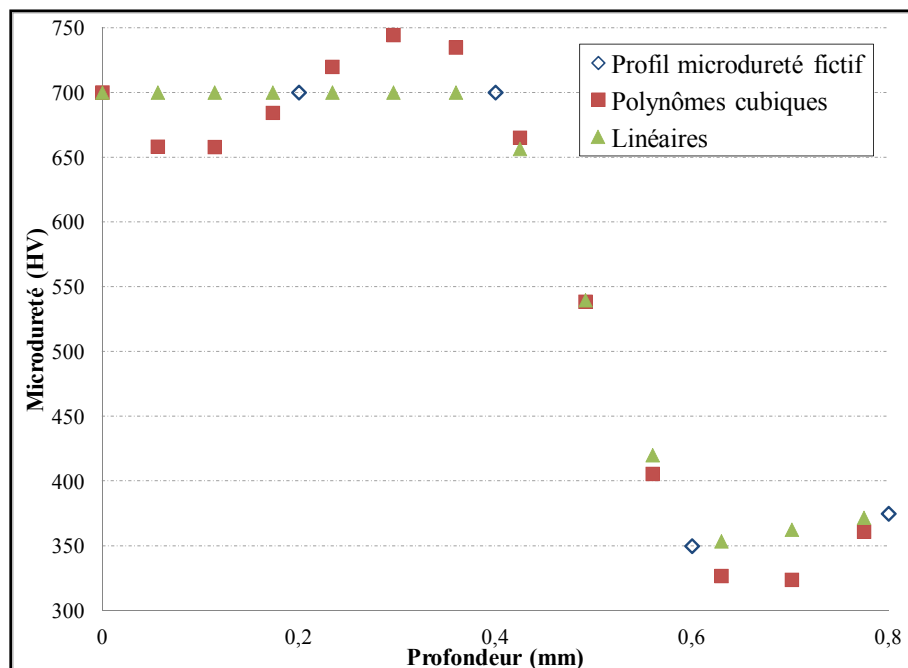


Figure 5.9 Évaluation d'un profil de microdureté sur une grille différente de celle des mesures

### 5.3.4.1 Calibration des critères pour $\alpha$ et $\beta$

Le critère de Crossland requiert deux paramètres matériau ( $\alpha$ ,  $\beta$ ) et sa version modifiée pour inclure l'effet du gradient en requiert quatre ( $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $B$ ,  $n$ ).  $\alpha$  et  $\beta$  s'évaluent en réalisant des essais de fatigue avec des chargements uniaxiaux sur des éprouvettes. L'idée est d'appliquer le critère de fatigue multiaxiale dans des cas simples afin de pouvoir isoler mathématiquement ces deux paramètres. Pour le critère de Crossland, la façon la plus classique est de déterminer la limite d'endurance en traction pure complètement renversée ( $TR_{-1}$ ) et celle en torsion pure complètement renversée ( $TO_{-1}$ ). L'application du critère (équation (5.1)) pour ces deux chargements conduit aux équations suivantes (Papadopoulos et Panoskaltis, 1996; Nadot, 2012) :

$$\alpha = \frac{3TO_{-1}}{TR_{-1}} - \sqrt{3} \quad (5.10)$$

$$\beta = TO_{-1} \quad (5.11)$$

L'application du critère de Crossland modifié conduit exactement aux deux mêmes équations étant donné l'absence de gradient sur la contrainte hydrostatique en traction et torsion pures (Papadopoulos et Panoskaltis, 1996). Malgré le fait que cette façon de faire est très largement répandue dans la littérature, elle est critiquable dans le cas de l'application à une dent d'engrenage chargée en flexion. En effet, certaines études ont montré que les mécanismes d'amorçage en traction pure peuvent être significativement différents de ceux observés en torsion pure pour les aciers (Flacelière et Morel, 2010). Il pourrait donc être plus juste pour le cas à l'étude d'utiliser une limite d'endurance en traction pure mais à un rapport  $R$  entre 0 et 1 ( $TR_R$ ) en combinaison avec la limite en traction complètement renversée ( $R = -1$ ) pour déterminer  $\alpha$  et  $\beta$ . Un rapport de charge  $R$  de 0,1 pourrait être utilisé pour ce deuxième type d'essai en traction car il permet de tester le matériau dans des conditions intéressantes (forte contrainte moyenne, cycle complet en tension). L'application du critère de Crossland (et de

sa version modifiée) à deux cas en traction pure ( $R = -1$  et  $0,1$ ) conduit aux équations suivantes pour  $\alpha$  et  $\beta$  (Nadot, 2012):

$$\alpha = \frac{\frac{TR_{-1}}{\sqrt{3}} - \frac{TR_R}{\sqrt{3}}}{\frac{2TR_R}{3(1-R)} - \frac{TR_{-1}}{3}} \quad (5.12)$$

$$\beta = \frac{TR_{-1}}{\sqrt{3}} + \alpha \left( \frac{TR_{-1}}{3} \right) \quad (5.13)$$

La Figure 5.10 illustre schématiquement la position de des trois essais uniaxiaux discutés jusqu'à maintenant sur un diagramme de Crossland. Selon les hypothèses du critère, les trois points sont alignés sur la même droite limite du domaine critique (cas sur la figure). En pratique, ce ne sera pas toujours le cas pour les raisons évoquées précédemment. La Figure 5.10 illustre le fait que l'essai à  $R = 0,1$  permet d'obtenir un point significativement à l'extérieur du domaine couvert par les deux autres essais.

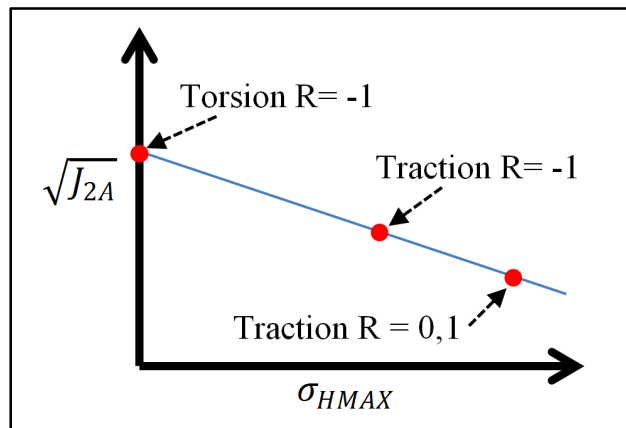


Figure 5.10 Position des essais uniaxiaux sur le diagramme de Crossland

Il a ainsi été entrepris d'évaluer les paramètres  $\alpha$  et  $\beta$  de l'acier AMS6414 avec des essais uniaxiaux en traction et en torsion. Les dessins des deux types d'éprouvettes sont fournis à

l'Annexe XV. Ces éprouvettes ont été traitées à trois niveaux de microdureté différents comme montré au Tableau 5.3 (dix éprouvettes par niveau de dureté et par type d'essai).

Tableau 5.3 Paramètres des traitements thermiques sur les éprouvettes

Zone simulée:	Couche induite	Cœur de la pièce	Zone sur-revenue
Durcissement global	850 °C- 45 min + trempe eau/10%pol.	850 °C- 45 min + trempe eau/10%pol.	850 °C- 45 min + trempe eau/10%pol.
Revenu global	380 °C- 120 min	380 °C- 120 min	380 °C- 90 min
Induction	1,5 %MF ( $\approx 12$ kW) 4 allez-retours en défilé	-	-
Sur-revenu	-	-	600 °C- 15 min + trempe eau/10%pol.
Revenu final	149 °C- 120 min	149 °C- 120 min	149 °C- 120 min
Dureté mesurée HV* (HRC)	690 ( $\approx 60$ HRC)	481 ( $\approx 48$ HRC)	380 ( $\approx 39$ HRC)

\* Moyenne de 40 mesures prises à différentes profondeurs dans la partie utile d'une éprouvette

Ces traitements sont basés sur ceux utilisés au Chapitre 3 pour déterminer les constantes élastiques radiographiques. Le but visé est encore ici de reproduire le plus fidèlement possible, avec des éprouvettes de fatigue aux propriétés uniformes, la microdureté et la microstructure à différents points dans une couche durcie par induction. Le principal changement par rapport au Chapitre 3 est l'utilisation d'une chauffe moins puissante et plus longue pour les éprouvettes induites. Cela a permis d'éviter les problèmes de fissuration lors de la chauffe par induction sans affecter le niveau de microdureté finale. Le

Tableau 5.3 ne rapporte que la microdureté moyenne mesurée pour chaque lot. Mentionnons qu'aucune différence significative de microdureté n'a été observée entre la surface et le cœur de ces éprouvettes même pour les éprouvettes traitées par induction car il s'agissait ici spécialement d'un traitement de durcissement complet jusqu'à cœur et non seulement surfacique.

Ces éprouvettes ont été fabriquées selon les étapes suivantes : découpe de cylindres de  $\varnothing = 14$  mm dans les barreaux d'acier brut, traitements thermiques, usinage de la forme finale ( $\varnothing = 4,30$  ou  $7,98$  mm, Annexe XV) et polissage automatique de la partie utile selon une procédure régulière jusqu'à la pâte diamantée de  $1\text{ }\mu\text{m}$  (Annexe XVI). Précisons que les traitements thermiques ont été effectués sur des barreaux beaucoup plus gros que les éprouvettes finales afin de pouvoir relâcher et minimiser le plus possible les contraintes résiduelles causées par ces traitements en usinant une bonne partie de la matière traitée. Cette précaution n'est généralement pas mise en place pour des matériaux aussi durs pour des raisons d'usure d'outil et d'économie en temps d'usinage mais elle a été jugée nécessaire pour ce projet afin d'obtenir la meilleure calibration du critère possible.

Des mesures par DRX ont été réalisées (avec les mêmes paramètres et méthodes qu'auparavant) sur une éprouvette de chaque niveau de microdureté et après  $10^6$  cycles près de la limite d'endurance afin de vérifier la présence d'éventuelles contraintes résiduelles stabilisées. Des gradients importants ont été mesurés, particulièrement dans le cas de l'éprouvette la plus dure. La Figure 5.11 montre les résultats de ces mesures en direction axiale.

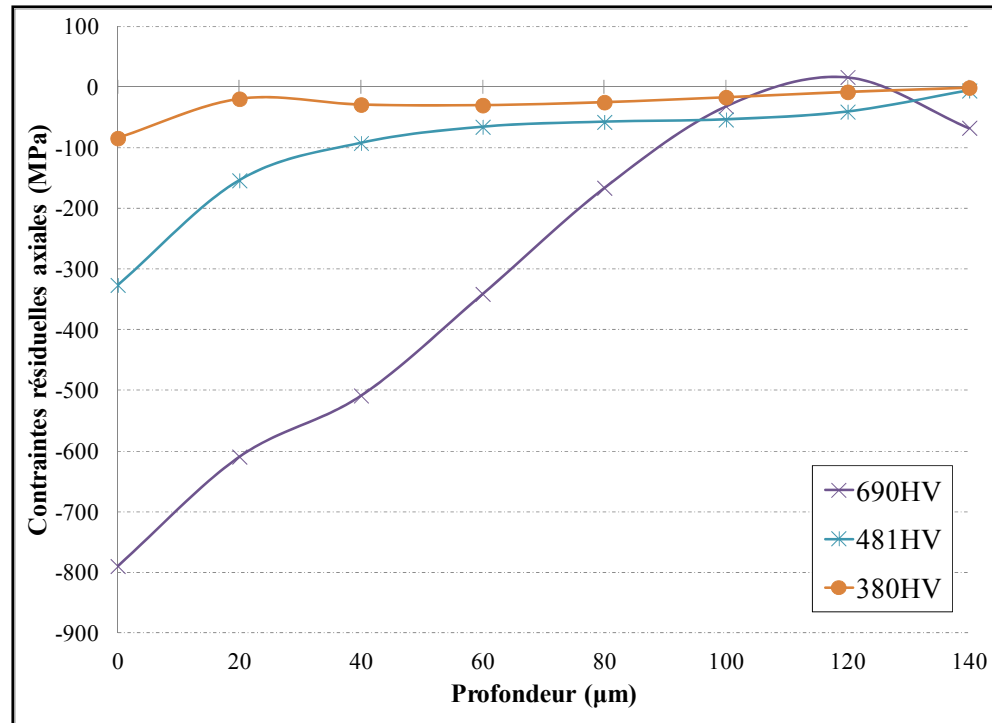


Figure 5.11 Contraintes résiduelles mesurées dans les éprouvettes de fatigue (après  $10^6$  cycles de fatigue près de la limite d'endurance)

Ces contraintes ont été corrigées pour la constante élastique, pour la pénétration des rayons X dans un gradient sévère (incluse dans le logiciel du diffractomètre<sup>4</sup>) ainsi que pour l'enlèvement de matière (méthode par EF modifiée sur un barreau cylindrique). De plus, il convient de préciser que ces mesures contiennent une erreur due à la courbure sévère de la surface. Cependant, on estime que cette erreur est faible ( $< 30$  MPa) vu le rapport entre le diamètre du faisceau et le rayon de l'éprouvette (Berruti et Gola, 2003).

On constate sur la Figure 5.11 que les contraintes résiduelles en surface (zone habituelle d'amorçage) sont non négligeables pour les éprouvettes à 481 et 690 HV. Les contraintes sont toutefois très faibles à partir de 100  $\mu\text{m}$  dans tous les cas. La forme des profils ainsi que la profondeur de transition portent à croire qu'il s'agit de contraintes résiduelles induites par

<sup>4</sup> Malgré le fait que le manuel du diffractomètre ne le mentionne pas explicitement, la correction pour la pénétration dans le gradient du logiciel est fort probablement basée sur les recommandations de la norme HS-784 (SAE, 2003). Cette correction est nécessaire ici vu la sévérité des gradients générés par l'usinage.

le tournage final (avant le polissage). La quantité de matière enlevée par polissage dans le cas des éprouvettes à 690 HV est particulièrement faible (10 à 20  $\mu\text{m}$  sur le rayon) à cause de la dureté élevée du matériau. Cela peut expliquer en partie la présence de plus fortes contraintes dans l'éprouvette finale. Il est important de mentionner que des résultats très similaires ont été obtenus en surface à différentes positions angulaires, dans la direction circonférentielle ainsi que sur d'autres éprouvettes (traction et torsion) avant fatigue. Cela semble indiquer que ces contraintes sont stables en fatigue et répétables d'une éprouvette à l'autre. Bien évidemment, elles ne sont pas souhaitables à priori car le but de ces éprouvettes est de caractériser les propriétés intrinsèques de cet acier (sans contraintes résiduelles). La présence de ces contraintes résiduelles est prise en compte dans l'analyse des résultats des campagnes de fatigue à la section suivante. Mentionnons que les travaux de stage d'Adrien Durand menés parallèlement à cette thèse ont permis de développer une méthode de fabrication d'éprouvette pour minimiser ces contraintes résiduelles en utilisant une double stratégie pour les deux dernières étapes (paramètres de tournage et polissage spéciaux décrits à l'Annexe XVI). Pour les éprouvettes les plus dures (le pire cas), cette approche a permis de faire passer les contraintes résiduelles en surface d'environ -800 MPa (Figure 5.11) à -114 MPa.

#### **5.3.4.2 Résultats des campagnes de fatigue sur des éprouvettes**

Pour les essais de fatigue, le nombre de cycles maximal a été fixé à  $10^6$  (même critère pour la limite d'endurance des roues dentées). La fréquence d'essai est de 10 Hz pour les essais de traction et de 30 Hz pour la torsion. Les essais de type traction ont tous été réalisés à l'ÉTS dans le cadre de stages et ceux en torsion par le professeur Yves Nadot à l'Institut P' (Poitiers, France). L'objectif des essais était de décrire la courbe S-N dans la plage de durée de vie intéressante pour le présent modèle ( $10^5$  à  $10^6$  cycles) et d'en tirer une estimation des limites d'endurance. On propose de déterminer la limite d'endurance en lissant les points



expérimentaux de la courbe S-N avec une équation classique de Wöhler<sup>5</sup> (la plus simple) reliant le nombre de cycles  $N$  à la contrainte alternée  $\sigma$ :

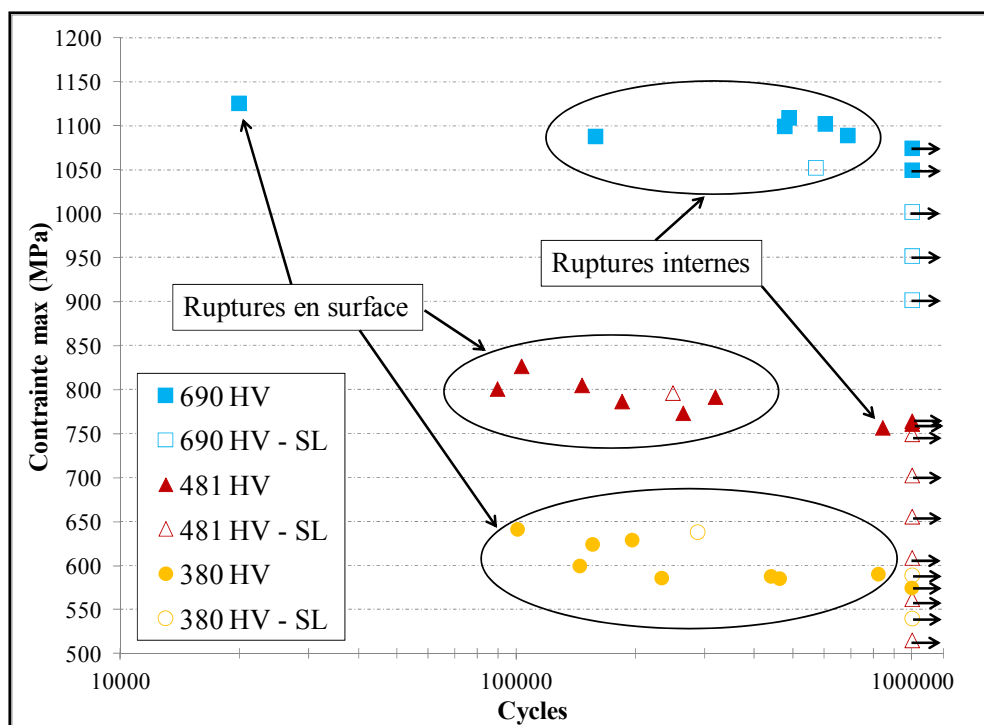
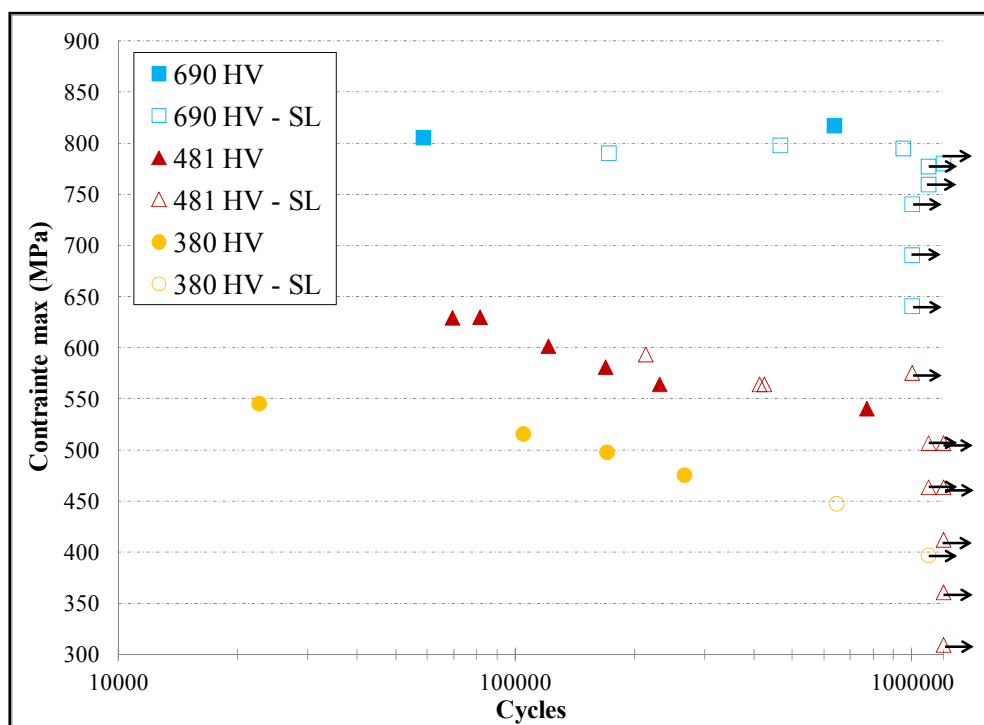
$$\log(N) = a - b\sigma \quad (5.14)$$

Le nombre d'essais étant restreint pour chaque niveau de dureté, des essais par paliers successifs de charge sur la même éprouvette<sup>6</sup> ont d'abord été mis en place pour obtenir des estimations des limites d'endurance vraies. Ces estimations (notées SL sur les figures) ont ensuite servi à choisir les niveaux de charge pour les autres éprouvettes testées de façon conventionnelle (un essai par éprouvette). Cette approche permet de réduire le nombre d'éprouvettes utilisées. Les essais par paliers sont clairement identifiés sur les courbes suivantes (symboles vides) pour les différencier des essais normaux (symboles pleins). Il y a plusieurs résultats de ce type dans certains cas car des éprouvettes n'ayant pas rompues au cours d'un premier essai effectué près de la limite d'endurance ont été testées à nouveau à une charge plus élevée pour ne pas gaspiller d'échantillon (les essais sans rupture ne peuvent pas servir pour le lissage avec courbe de Wöhler). Toutes les surfaces de rupture des éprouvettes de traction ont été observées pour déterminer la position du site d'amorçage (voir les indications sur les graphiques). Les analyses des surfaces de rupture en torsion n'ont quant à elles pas permis de déterminer cette position d'amorçage étant donné que le frottement entre les lèvres de fissure cause un matage excessif des faciès de rupture pour ce type de chargement. Les Figures 12 et 13 présentent les résultats des campagnes de fatigue pour les deux types d'essai effectués et pour les trois niveaux de microdureté.

---

<sup>5</sup> L'utilisation d'une autre méthode plus classique comme la méthode de l'escalier nécessiterait plus d'éprouvettes et ne donnerait que la limite d'endurance sans information sur le reste de la courbe S-N.

<sup>6</sup> Méthode *step-loading* décrite par Haritos, Nicholas et Lanning (1999)

Figure 5.12 Résultats de la campagne en traction  $R = -1$ Figure 5.13 Résultats de la campagne en torsion  $R = -1$

Les figures précédentes montrent que la méthode d'estimation par paliers successifs peut surestimer ou sous-estimer la limite d'endurance réelle selon le cas mais donne généralement un estimé fort raisonnable. Quelques éprouvettes ont rompues dans le domaine LCF. Ces dernières ainsi que les points à rupture obtenus avec des essais par paliers ne sont pas utilisés dans le lissage avec courbe de Wöhler servant à déterminer les limites d'endurance. Toutes les éprouvettes de traction à 690 HV (sauf une) ont présenté des amorçages internes sur des inclusions (aluminate de calcium ou carbonitrure de titane) situées suffisamment loin de la surface pour considérer les résultats valides (très loin de la zone contenant des fortes contraintes résiduelles d'usinage). La Figure 5.14 montre des images MEB de ces inclusions retrouvées aux sites d'amorçage de ces éprouvettes. Les importantes contraintes résiduelles de compression mesurées en zone surfacique dans ce cas sont sans aucun doute responsables de l'absence d'amorçage classique en surface ou près de la surface à ce niveau de dureté.

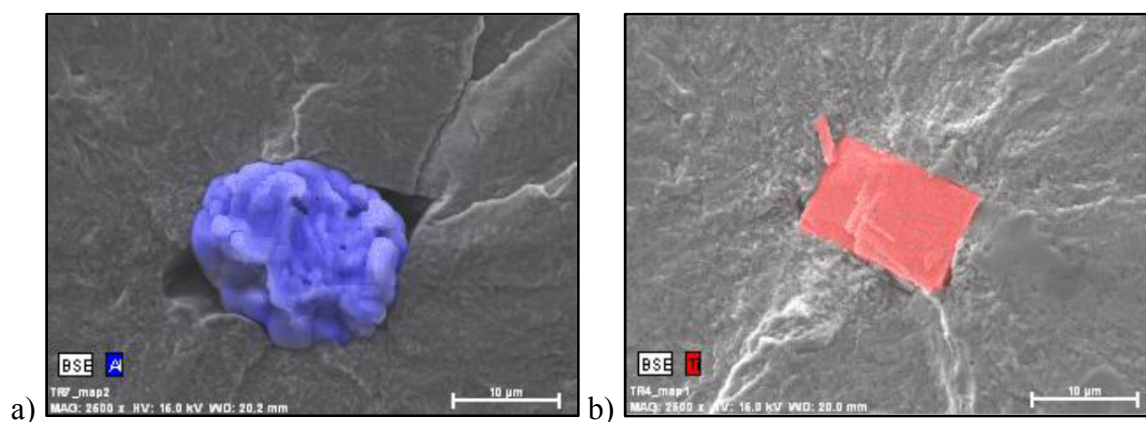


Figure 5.14 Inclusions retrouvées aux sites d'amorçage internes des éprouvettes :  
a) aluminate de calcium et b) carbonitrure de titane

De leur côté, toutes les éprouvettes à 481 HV (sauf une) ont amorcé en surface dans une zone apparemment sans inclusion. Cette observation jette un doute sur les résultats obtenus à ce niveau de dureté étant donné les contraintes résiduelles observées dans cette zone (Figure 5.11). D'un autre côté, le seul et unique point avec rupture interne à cette dureté (non-affecté par les contraintes résiduelles) n'est pas significativement décalé par rapport aux autres (Figure 5.12); ce qui donne une certaine confiance en la valeur obtenue. Finalement, toutes les éprouvettes à 380 HV ont amorcé sur des inclusions surfaciques. Les résultats sont

considérés valides vu les faibles contraintes résiduelles mesurées à cet endroit. Le Tableau 5.4 présente les limites d'endurance obtenues pour les trois niveaux de dureté et les deux méthodes (par paliers et avec lissage par courbe de Wöhler).

Tableau 5.4 Limites d'endurance à  $10^6$  cycles pour l'AMS6414

Type d'essai	Méthode	690 HV	481 HV	380 HV
		(MPa)	(MPa)	(MPa)
Traction	par paliers	1031	761	603
Traction	Wöhler	1098	750	573
Torsion	par paliers	777	547	430
Torsion	Wöhler	801	529	440

#### 5.3.4.3 Détermination des paramètres B et n

Le critère en version modifiée requiert également l'identification des paramètres B et n pour l'effet du gradient (équation (5.5)). Papadopoulos et Panoskaltis (1996) indiquent que l'identification précise de ces paramètres nécessite la mise en place d'essais de flexion à quatre points sur plusieurs éprouvettes de différents rayons (et donc de différents gradients). Le but visé avec le modèle de cette thèse est d'obtenir une approximation de l'effet du gradient seulement. Une approche plus simple (et surtout moins coûteuse en temps et matériau) est donc proposée.

Papadopoulos et Panoskaltis (1996) proposent une valeur de  $n = \frac{1}{2}$  pour les aciers suite à l'étude de données de flexion rotative provenant de plusieurs sources. Cette valeur est utilisée pour le critère avec effet du gradient (critère #2) dans le présent modèle. Pour le paramètre B, on utilise la valeur de  $B = 0,3$  mesurée pour l'acier ferrito-perlitique C35 (Morel, Morel et Nadot, 2009). On suppose que ces deux valeurs sont aussi valables pour l'acier AMS6414 et ce peu importe le niveau de microdureté.

#### 5.3.4.4 Assignment des propriétés aux différentes zones

Les résultats et discussions des deux sous-sections précédentes permettent d'identifier tous les paramètres nécessaires à l'application du critère de Crossland ou de sa version modifiée pour inclure l'effet du gradient de la contrainte hydrostatique. Le Tableau 5.5 résume ces paramètres estimés pour l'acier AMS6414. On utilise les limites d'endurance déterminées avec la méthode de Wöhler, jugées plus précises, pour calculer ces paramètres.

Tableau 5.5 Paramètres utilisés pour les critères de fatigue multiaxiale

Paramètre:	690 HV	481 HV	380 HV
$\alpha$	0.456	0.384	0.572
$\beta$	801	529	440
n	0.5	0.5	0.5
B	0.3	0.3	0.3

L'évolution de  $\beta$  semble naturelle. D'un autre côté, la raison entraînant la chute et la remontée de  $\alpha$  en allant de la dureté la plus élevée vers la plus faible n'est pas connue. Néanmoins, comme le programme du modèle doit déterminer les valeurs locales de ces paramètres à partir de ces données et de la microdureté mesurée, il est nécessaire de définir un critère pour assigner des valeurs de  $\alpha$  et  $\beta$  à chaque nœud. Le critère est le suivant :

- 590 HV ou plus → utilisation des paramètres de 690 HV (zone durcie)
- Moins de 590 HV → utilisation des paramètres de 380 HV (zone sur-revenue)

Le seuil de 590 HV a été choisi en se basant sur la plus faible microdureté retrouvée dans les couches durcies par induction des différentes recettes (593 HV). Ce seuil permet d'éviter de prédire une chute brutale et irréaliste des propriétés aux nœuds de la couche durcie pour lesquels la valeur de microdureté mesurée localement s'est avérée anormalement basse par rapport aux nœuds voisins (possibilité d'une donnée expérimentale aberrante). Ensuite, les paramètres à 481 HV ne sont pas utilisés car même les nœuds les plus profonds ( $\approx 0,8$  mm) des couches durcies les plus minces (recettes A et D à mi-épaisseur) correspondent encore

clairement à la zone sur-revenue. Mentionnons que les points de la zone de transition entre la couche durcie et la zone sur-revenue qui pourraient présenter une microdureté Vickers autour de 481 HV sont en fait un mélange complexe de martensite fraîche et sur-revenue. On fait donc implicitement l'hypothèse que c'est la microstructure moins dure qui contrôle le comportement en fatigue de cette zone de transition. Ce type de critère, avec seulement deux jeux de paramètres, est plus sévère qu'une approche qui considérerait la présence de cette zone de transition par une interpolation des propriétés fonction de la microdureté locale (du type loi des mélanges). En terminant, mentionnons que le critère ci-haut n'est pas bien adapté pour prédire le comportement de la roue sans induction. Pour ce cas précis, on utilise donc pour chaque nœud une interpolation linéaire des paramètres  $\alpha$  et  $\beta$  de 481 et 380 HV en fonction de la microdureté mesurée.

### **5.3.5 Prise en compte des contraintes appliquées**

Le gradient de contraintes en pied de dent engendré par la force de contact sur le flanc de dent doit être connu afin de pouvoir appliquer le critère de fatigue multiaxiale choisi. La méthode des éléments finis (MEF) est utilisée pour cette étape du modèle.

#### **5.3.5.1 Description du modèle d'éléments finis**

Le logiciel commercial d'éléments finis ANSYS® a été utilisé pour générer un maillage 3D de briques à huit nœuds (SOLID185) représentant une dent aux dimensions nominales du dessin de PWC. La géométrie a été importée à partir d'un modèle CAO dessiné sous CATIA V5®. Le volume de la dent est importé en 18 sous-volumes pour contrôler le maillage, notamment pour avoir des rangées de nœuds qui restent perpendiculaires à la surface dans la zone étudiée en pied de dent. Une analyse de convergence à différentes positions au creux de dent a permis de déterminer le maillage à utiliser pour les calculs (224068 nœuds, 210600 éléments). La Figure 5.15 montre ce maillage et le détail de l'application de la charge.

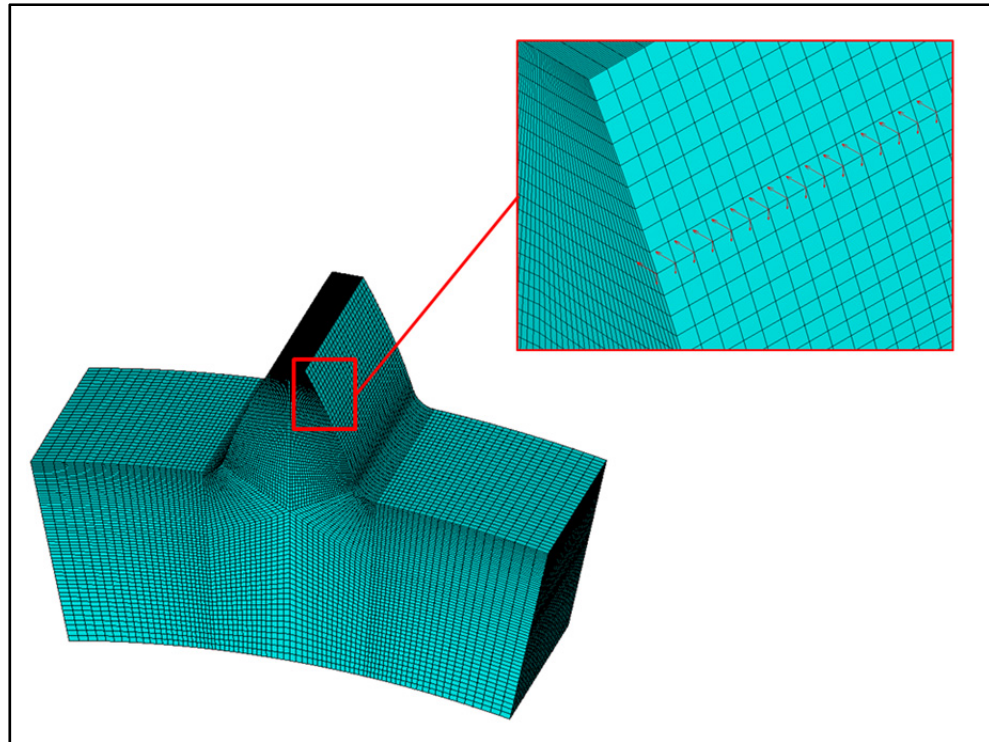


Figure 5.15 Maillage de la dent par éléments finis

Seule une dent et une certaine portion du reste de la roue sont modélisées pour alléger les calculs. Cette façon de faire n'affecte pas significativement les résultats et est commune dans la littérature (Kramberger *et al.*, 2004; Pullin *et al.*, 2010; Spitas, Costopolos et Spitas, 2005). Le comportement du matériau est considéré élastique et linéaire avec les propriétés  $E = 200$  GPa et  $\nu = 0,3$ . Le but n'étant que d'obtenir une bonne estimation des contraintes en pied de dent, la force totale est appliquée de façon simplifiée par l'entremise de forces ponctuelles (selon deux directions) sur la rangée de nœuds située au plus haut point de contact simple (HPSTC). La force résultante est perpendiculaire au profil de la roue au point d'application de la charge. Le frottement entre le flanc de dent et le bloc de réaction est par le fait même négligé car ce dernier induirait une force parallèle au profil. Le modèle est encastré aux trois interfaces les plus éloignées de la dent pour modéliser le corps de la roue. Le programme MATLAB® du modèle de fatigue importe automatiquement les fichiers issus de cette analyse par éléments finis.

### 5.3.5.2 Comparaison avec les jauges et la corrélation d'images

Il est intéressant de d'abord comparer les prédictions de ce modèle d'éléments finis aux mesures expérimentales avant de l'utiliser pour faire des calculs prédictifs en fatigue. Les deux techniques de mesure de déformations introduites à la section 5.2.2 sont utilisées pour cette comparaison (jauges et corrélation d'images). La Figure 5.16 compare les déformations mesurées par les deux jauges en pied de dent durant l'essai statique (Figure 5.5) à celles prédites par éléments finis pour le nœud situé au centre de la position théorique de ces jauges.

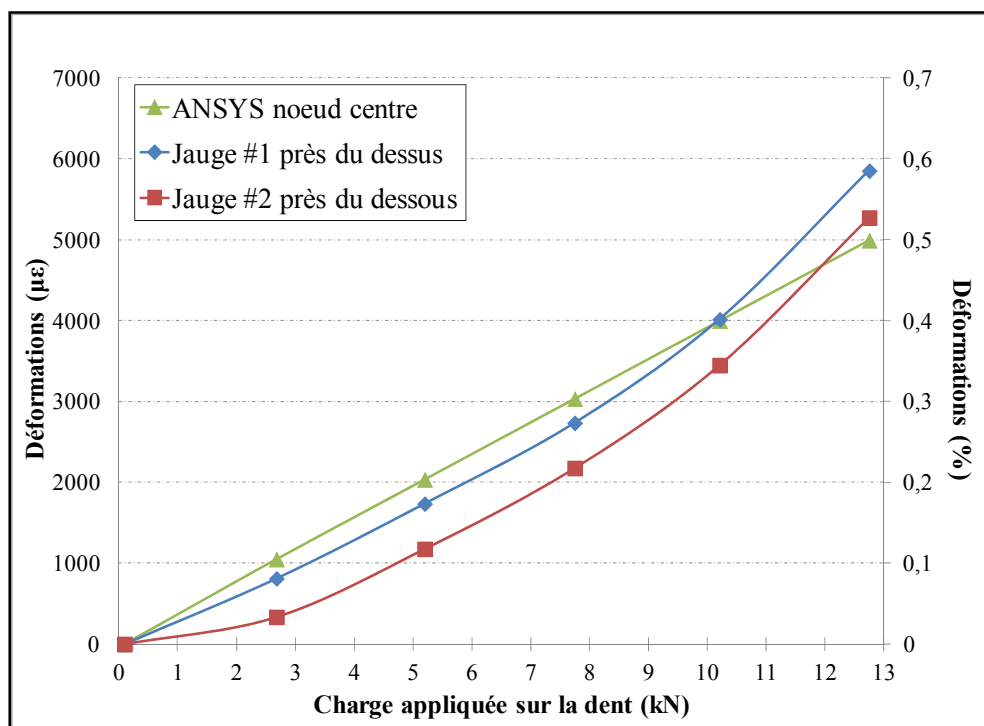


Figure 5.16 Comparaison entre les déformations mesurées par les jauges et celles prédites par éléments finis pour un nœud au centre de la position théorique de ces jauges

On constate sur la Figure 5.16 que les déformations mesurées par la jauge #1 sont proches de celles prédites par le modèle mais que celles de la jauge #2 sont généralement inférieures. La pente lors de la mise en charge est pratiquement la même pour les trois courbes entre 2 et 8



kN et de plus en plus élevée pour les deux jauges par la suite (probablement dû aux effets de proximité avec le contact décrits plus tôt). Il est intéressant de noter qu'un désalignement majeur entre le bloc et le flanc de dent aurait probablement entraîné des résultats différents (ex : jauge #1 et #2 systématiquement au dessus et au dessous des prédictions respectivement). Cette comparaison montre la cohérence générale du modèle.

La comparaison avec la corrélation d'images peut également s'avérer utile. La Figure 5.17 illustre ainsi une comparaison entre les déformations prédites par éléments finis lors de l'application de la charge maximale de l'essai statique et celles mesurées avec le système ARAMIS® (Figure 5.6). L'échelle de couleur est identique pour les deux cas afin de permettre une comparaison visuelle directe.

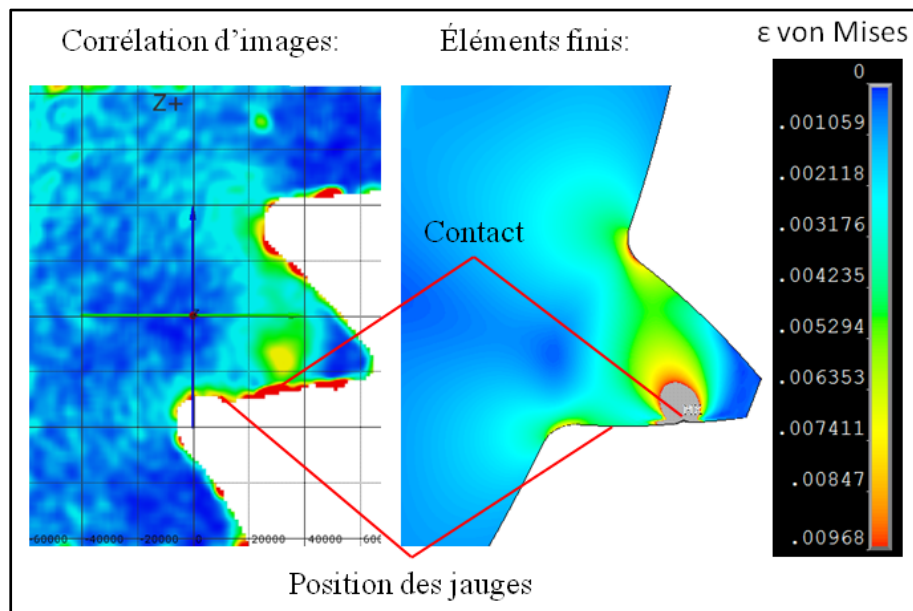


Figure 5.17 Comparaison du champ de déformations mesuré par corrélation d'images à celui prédit par éléments finis (déformation équivalente de von Mises, 12,75 kN sur la dent)

Les champs de déformation équivalente de von Mises mesuré et calculé sont très similaires en général et particulièrement dans la zone d'intérêt pour la fatigue de flexion en pied de dent. La différence principale se situe aux alentours du point de contact. La zone grise pour

les éléments finis correspond à des valeurs irréalistes engendrées par les forces ponctuelles. On note également une légère différence dans la région aux alentours de la position des jauges (bas du flanc côté tension) qui tend à soutenir l'hypothèse de la proximité du contact pour expliquer la non-linéarité des jauges aux charges plus élevées. En fait, le long du flanc le contact est plus localisé dans le modèle que dans la réalité. Afin de mieux comparer ces champs, la Figure 5.18 montre les profils de déformations mesurés et simulé au plan à  $22^\circ$  comme illustré sur le graphique (plus exactement  $22,3^\circ$  dans ANSYS® et  $21,8^\circ$  dans ARAMIS®). Les résultats des deux jeux de paramètres utilisés pour analyser les résultats de corrélation d'images sont inclus cette fois pour bien visualiser leurs impacts sur les déformations mesurées. Ce plan a été choisi car il coïncide avec la grille dans ARAMIS®, permettant ainsi de comparer les déformations exactement au même endroit indépendamment des paramètres d'analyse (la ligne tracée pour un profil disparaît lors du changement de paramètres).

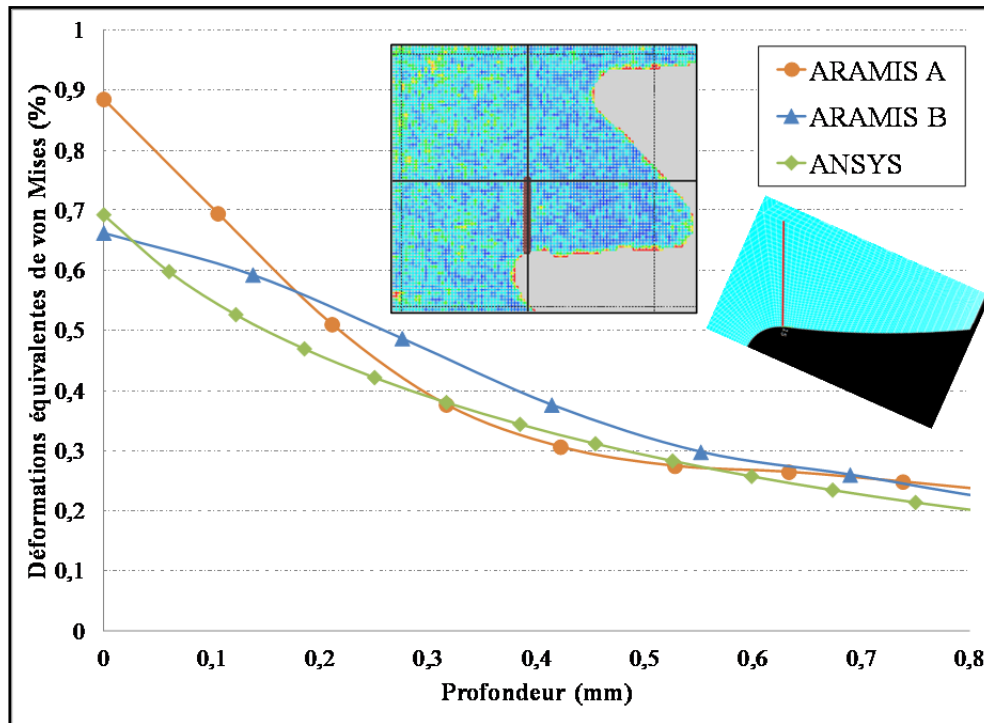


Figure 5.18 Comparaison des déformations mesurées par corrélation d'images à celles prédites par éléments finis pour un profil à environ  $22^\circ$  de tangence

On constate que les profils mesurés par corrélation d'images et celui calculé par le modèle d'éléments finis sont assez similaires compte tenu des difficultés potentielles posées par cette comparaison. Les déformations mesurées avec les paramètres A sont très proches des éléments finis au-delà de 0,2 mm, distance qui correspond à la taille de l'arrondi sur l'arrête du flanc. Les déformations obtenues avec les paramètres B sont elles plus près des éléments finis en surface mais sont systématiquement supérieures pour le reste du profil. L'utilisation de sous-fenêtres plus grosses avec les paramètres B semble rendre la méthode moins sensible aux erreurs de bord mais adoucit le gradient des déformations près de la surface. Dans l'ensemble, les résultats de la Figure 5.18 semblent eux aussi valider les calculs du modèle d'éléments finis. Mentionnons que cette comparaison valide du même coup les forces mesurées par la cellule de charge sur la dent puisque c'est elle qui a permis d'évaluer la force à appliquer sur la dent dans le modèle à partir des mesures expérimentales notées lors de l'essai statique.

### **5.3.5.3 Remarques sur les contraintes appliquées en pied de dent**

Ce modèle d'éléments finis permet de faire ressortir quelques particularités du champ de contraintes en pied de dent engendré par une charge en flexion. La Figure 5.19 montre la contrainte équivalente de von Mises calculée en pied de dent pour trois des dix plans de nœuds qui font partie de l'analyse en fatigue et pour une charge arbitraire de 8 kN.

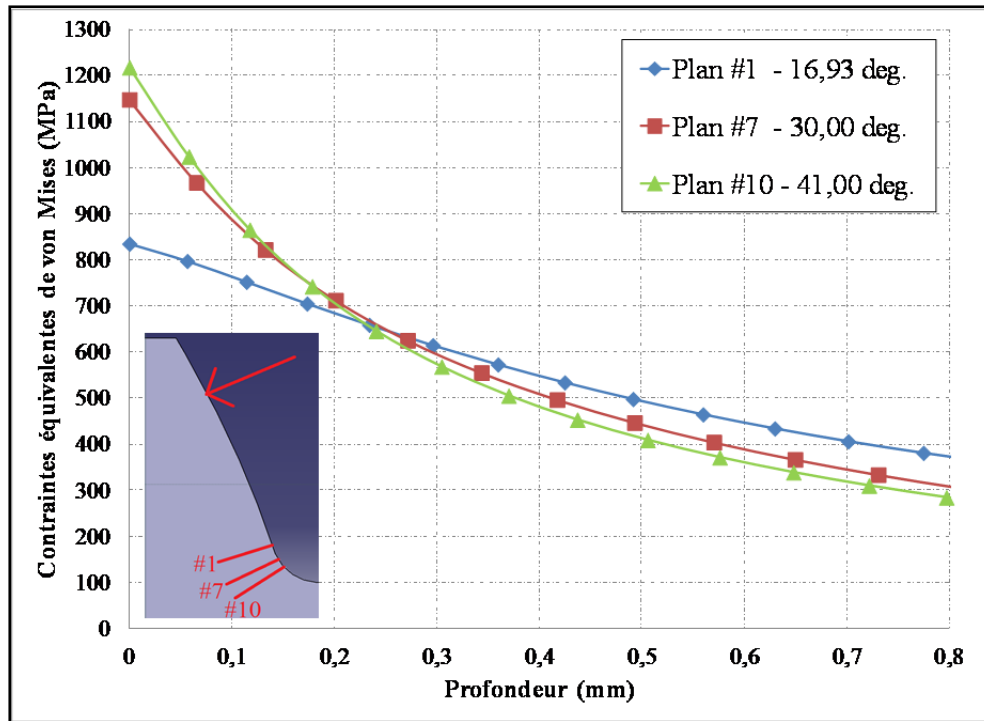


Figure 5.19 Gradients de la contrainte équivalente de von Mises en pied de dent prédite par éléments finis

La Figure 5.19 montre qu'à une profondeur donnée la contrainte maximale n'est pas systématiquement atteinte sur le même plan. En effet, près de la surface le plan #10 semble critique mais aux profondeurs plus importantes c'est le plan #1 qui devient critique. Le plan à 30 °, qui est en règle générale considéré comme étant le plus important à considérer, affiche des contraintes un peu plus faibles près de la surface et un peu plus élevées à cœur que le plan #10. Ces observations indiquent qu'il est plus prudent d'étudier plusieurs plans de nœuds de façon simultanée sachant que l'on veut prédire l'amorçage non seulement en surface (dans la zone durcie) mais aussi à cœur des roues induites car il s'agit généralement d'une zone aux propriétés nettement plus faibles subissant des contraintes résiduelles de tension. Précisons qu'une analyse préliminaire sur tous les plans du creux a permis de vérifier que les contraintes équivalentes de von Mises maximales sont bien situées entre les plans #1 et #10 pour toutes les profondeurs.

Une autre observation intéressante est que toutes les composantes du tenseur des contraintes sont linéairement proportionnelles à la charge appliquée étant donné les hypothèses du modèle. Cela implique qu'une seule analyse par éléments finis à une charge arbitraire est requise pour pouvoir calculer les contraintes pour toutes les charges nécessaires au modèle de fatigue en utilisant les fichiers obtenus avec cette charge arbitraire. Il est possible d'utiliser la variable *mult* au début du programme MATLAB® pour multiplier les contraintes importées avant les calculs et ainsi débiter l'analyse à la charge voulue. Cette proportionnalité permet également d'établir un rapport direct entre la charge de flexion et les contraintes en pied de dent. À titre d'information, la contrainte équivalente de von Mises maximale ainsi que la contrainte principale  $\sigma_1$  (la plus élevée) sont obtenues en multipliant la charge de flexion au HPSTC par 152,4 et 170,9 MPa/kN respectivement selon le modèle d'éléments finis (contraintes appliquées théoriques ne tenant pas compte des contraintes résiduelles). Ces facteurs ne sont valides que pour le cas à l'étude (position de la charge, géométrie, etc.).

### 5.3.6 Prise en compte des contraintes résiduelles

On propose dans cette thèse de tenir compte de la présence des contraintes résiduelles dans les calculs de fatigue en utilisant les profils mesurés au Chapitre 4, à défaut d'avoir en main des résultats de simulations multi-physiques précis. Rappelons qu'au pied de dent, seulement les contraintes  $\sigma_B$  et  $\sigma_Z$  à mi-épaisseur (zone 1) et  $\sigma_B$  près du bord (zone 2) ont été mesurées. Ces trois profils (corrigés) sont importés par l'entremise d'un simple fichier texte nommé *cr.txt* (classé en ordre : profondeurs,  $\sigma_B$  zone 1,  $\sigma_Z$  zone 1,  $\sigma_B$  zone 2). Pour la composante  $\sigma_B$ , le programme impose le profil mesuré en zone 1 à mi-épaisseur ( $Y = 0$  mm) et celui de la zone 2 à 1 mm des bords ( $Y = \pm 2,175$  mm) étant donné l'utilisation de poches carrées d'environ  $2 \times 2$  mm<sup>2</sup>. Pour  $\sigma_Z$ , le profil mesuré en zone 1 est lui aussi imposé à mi-épaisseur tandis qu'une valeur nulle est appliquée sur les bords ( $Y = \pm 3,175$  mm) pour tenir compte de l'effet des surfaces libres. La distribution spatiale de ces deux composantes des contraintes résiduelles est ensuite évaluée avec la fonction *CSAPS* (polynômes cubiques bi-variables) aux positions des nœuds éléments finis de chaque plan. La Figure 5.20 montre un exemple de résultat de cette opération pour la recette A et le plan #1 (le plus haut sur le profil).

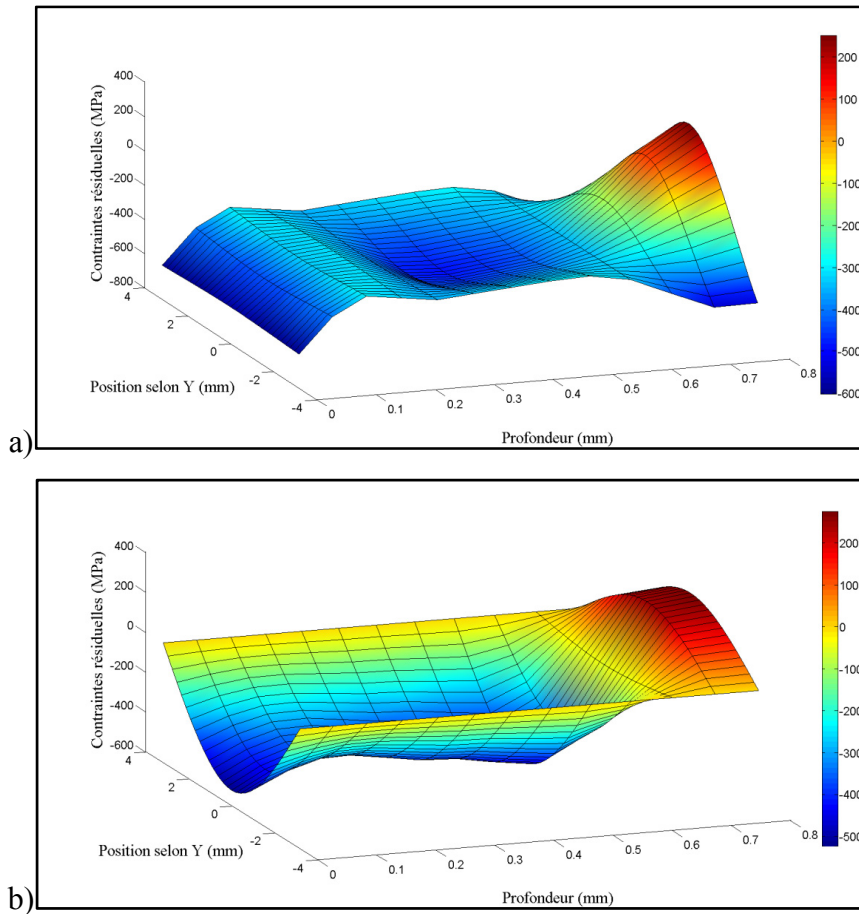


Figure 5.20 Estimation de la distribution spatiale des contraintes résiduelles pour la recette A et le plan #1 : a)  $\sigma_B$  et b)  $\sigma_Z$

Cette technique donne une estimation qui semble assez réaliste en général car la distribution spatiale des contraintes est similaire à celle des profils obtenus avec les modèles d'éléments finis du Chapitre 4 utilisés pour déterminer les matrices de correction (contraintes fictives d'origine thermique). Seuls quelques points dans la cartographie de  $\sigma_B$  pourraient être parfois exagérés par des extrapolations sur les bords (par exemple : les zones très en compression à  $Y = \pm 3,175$  mm et une profondeur de 0,7 à 0,8 mm sur la Figure 5.20a). Cette zone n'est généralement pas critique en fatigue comparativement à la zone située à cœur vis-à-vis le pic de tension interne donc cela n'affectera pas les prédictions du modèle à priori.

### **5.3.7 Prise en compte des autres effets**

D'autres facteurs que les gradients de contraintes, les variations de microdureté et les contraintes résiduelles peuvent avoir un impact sur la résistance en fatigue. Cette section décrit les principaux d'entre eux ainsi que l'approche préconisée dans le présent modèle pour en tenir compte au besoin.

#### **5.3.7.1 Effet de taille**

L'effet de taille peut lui aussi entraîner des différences entre le comportement des éprouvettes de calibration et la structure réelle (Morel et Palin-Luc, 2002). Cet effet se résume en une diminution des propriétés en fatigue lorsqu'un plus grand volume de matériau est sollicité. Il est fondamentalement lié à l'augmentation statistique de la taille du plus gros défaut présent lorsque le volume contraint augmente. Dans le cadre du modèle proposé, cet effet peut raisonnablement être négligé pour trois raisons. Tout d'abord, la taille des éprouvettes ( $\varnothing = 4,30$  à  $7,98$  mm) peut être considérée similaire à la taille des dents sur la roue étudiée (épaisseur =  $6,35$  mm). Ensuite, il est bien connu que l'effet de taille est généralement beaucoup moins important que l'effet du gradient pour un matériau donné (Papadopoulos et Panoskaltis, 1996). Finalement, il s'agit ici d'un acier de grade aéronautique fondu sous vide présentant peu de défauts comparativement à d'autres cas (ex : pièce de fonderie, etc.) et possédant une microstructure fine. La probabilité de trouver un défaut critique ou un grain plus faible est donc fort probablement très similaire dans les éprouvettes de la campagne de fatigue et les dents des roues.

#### **5.3.7.2 Effet du fini de surface**

L'effet du fini de surface risque d'induire des différences dans le comportement en fatigue entre les éprouvettes et les roues dentées. De façon générale l'augmentation de la rugosité conduit à l'abaissement des propriétés en fatigue (Novovic *et al.*, 2004). Or, dans le modèle les paramètres des critères de fatigue sont calibrés sur des éprouvettes polies ( $R_a = 0,1$   $\mu\text{m}$  en

direction axiale dans la partie utile) pour ensuite faire des prédictions pour des roues dentées rectifiées ( $R_a = 0,54 \mu\text{m}$  en moyenne sur le flanc en direction de la flexion). Afin de tenir compte de cette plus grande rugosité, il est proposé de tout simplement multiplier la limite d'endurance des nœuds situés sur la surface extérieure par un facteur d'abattement. Ce facteur a été évalué en utilisant des données disponibles dans deux articles de la littérature pour l'acier 4340 (Koster, 1991; Sirin, Sirin et Kaluc, 2013). Dans ces études, les contraintes résiduelles en surface des éprouvettes étaient relativement faibles (ou négligeables) et très similaires d'un type d'échantillon à l'autre permettant ainsi d'isoler l'effet de la rugosité. Pour estimer le facteur d'abattement entre les deux niveaux de rugosité d'intérêt ( $0,1$  et  $0,54 \mu\text{m}$ ), les données expérimentales de ces études (limite d'endurance versus  $R_a$ ) ont d'abord été utilisées pour calculer les limites d'endurance obtenues pour chacune des deux rugosités. Le facteur d'abattement lié à l'augmentation de la rugosité peut ensuite être calculé pour chacune des deux références (Tableau 5.6).

Tableau 5.6 Résumé des analyses pour déterminer l'effet du fini de surface

Références	$R_a$ étudiées ( $\mu\text{m}$ )	Détails	Type d'interpolation	Facteur d'abattement ( $\sigma_D R_{a0,54} / \sigma_D R_{a0,1}$ )
Koster, 1991	0,28 1,47 3,25	4340, 697 HV Rectifié, Marques transverses	Parabolique	0,93
Sirin, Sirin et Kaluc, 2013	0,25 0,96	4340, 315 HV Tourné + poli	Linéaire	0,91

On constate que les estimations du facteur d'abattement basées sur ces deux études sont étonnamment proches l'une de l'autre malgré la diversité des procédés de fabrication et du niveau de microdureté. Il est intéressant de remarquer que les valeurs de microdureté dans ces deux études sont pratiquement les deux extrêmes rencontrés dans une pièce traitée par induction. Il semble donc tout à fait raisonnable d'utiliser un facteur de 0,92 pour considérer



l'effet de la rugosité dans le modèle (pour les nœuds situés sur une face extérieure seulement). On suppose que ce facteur s'applique aux limites d'endurance en traction et en torsion de la même façon même si les mécanismes d'amorçage en torsion pourraient rendre ce type de sollicitation moins sensible à cet effet de rugosité.

Il est intéressant de préciser que du point de vue du critère de fatigue, ce facteur n'affecte que le paramètre  $\beta$  et non  $\alpha$  en utilisant cette hypothèse. Cette conclusion apparaît clairement après inspection des équations (5.10) à (5.13). D'un point de vue matériau, l'approche proposée implique que l'augmentation de la rugosité cause une chute locale de la contrainte équivalente que peut supporter le matériau en fatigue sans se fissurer ( $\beta$ ) mais sans pour autant modifier la sensibilité à la contrainte hydrostatique ( $\alpha$ ). Cette observation sous-entend qu' $\alpha$  doit être une propriété intrinsèque du matériau pour un état métallurgique donné.

Il est important de préciser également que l'approche telle que proposée peut être critiquée de deux manières. Premièrement, plusieurs chercheurs ont montré que l'utilisation du paramètre de rugosité  $R_a$  seulement n'est pas toujours appropriée pour prédire le comportement en fatigue (Novovic *et al.*, 2004). Certains suggèrent l'utilisation de paramètres décrivant les irrégularités maximales du fini de surface au lieu des paramètres moyen comme  $R_a$ . Cependant, cette observation s'applique plus ou moins dans le cas présent étant donné que les profils de rugosité sont très réguliers sur les pièces fabriquées dans tous les cas. Deuxièmement, certaines différences au niveau du matériau en surface causées par les différents procédés de fabrication ne sont pas directement prises en compte par l'approche proposée. Notamment, il se pourrait que le niveau d'écrouissage à cet endroit varie entre une surface rectifiée et tournée. Cependant, la grande similarité dans la largeur des raies de diffraction observées lors des mesures par DRX sur les roues et les éprouvettes tend à indiquer que cette différence est faible.

### 5.3.7.3 Effet de la température et de l'environnement

La limite d'endurance de l'acier étudié va chuter si la température d'essai augmente. Cet effet est négligé dans le cas du présent modèle puisque les essais sur les éprouvettes et les roues sont tous deux conduits à température pièce et parce que l'échauffement causé par le chargement cyclique est négligeable dans les deux cas. Pour les éprouvettes, une vérification avec thermocouple sur la partie utile pendant un essai de fatigue à 10 Hz a permis de confirmer que la température en régime permanent n'augmente pas plus de 5 °C par rapport à la température initiale de l'éprouvette. Dans le même ordre d'idées, une vérification avec caméra thermique pendant un essai sur le banc de flexion à l'UQAR a donné des conclusions similaires. Mentionnons que dans ce cas, le reste de la roue représente un puits de chaleur important. La représentativité de ces conditions vis-à-vis d'un train d'engrenages réel est discutée à la section 5.4.3.

### 5.3.8 Procédure de prédiction de la limite d'endurance en flexion

Le programme développé dans le cadre de cette thèse permet de calculer rapidement la limite d'endurance en flexion ainsi que la force maximale correspondante que peut supporter la dent. Pour ce faire, la charge initiale doit d'abord être réglée à l'aide de la variable *mult* au début du programme sur une valeur inférieure à la réponse prévue. Ensuite, une première série de calculs itératifs peut être lancée en utilisant des incréments de charge de 100 N afin d'obtenir une première estimation de la charge recherchée. Le programme arrête d'incrémenter la charge quand le paramètre de risque  $d_i$  devient localement supérieur ou égal à 1 (rupture) en au moins un nœud contenu dans le volume étudié. L'erreur maximale sur la charge recherchée après cette première étape est donc d'environ +100 N dans le cas extrême ou cette dernière était très près de l'avant-dernier pas (mais pas assez pour déclencher l'arrêt du programme à cette étape). Le facteur *mult* peut être réajusté suite à ce premier calcul pour débiter la prochaine analyse 100 N en dessous du résultat du premier calcul (pour être sûr de recroiser la charge recherchée durant la deuxième série de calculs). Une deuxième série de calculs avec des incréments de charge de 1 N peut ensuite être lancée afin d'affiner la

prédiction de la première série de calculs. Cette façon de faire réduit le nombre d'itérations inutiles et permet de calculer précisément la charge correspondante à la limite d'endurance. Une fois les fichiers d'entrée préparés, les calculs s'effectuent typiquement en quelques secondes. Précisons que l'algorithme utilisé dans le programme ajoute simplement l'incrément voulu à la charge et refait les calculs de fatigue pas-à-pas. Aucune tentative d'implantation d'un algorithme plus performant n'a été tentée étant donné le très faible temps de calcul obtenu. Mentionnons également que cette approche itérative n'est pas nécessaire pour un cas où tout varie linéairement mais a été préférée pour permettre le calcul de cas plus complexes dans des études futures. L'Annexe XVII montre une capture d'écran obtenue après une analyse avec le modèle.

#### **5.4 Mise en application du modèle**

Cette section présente une confrontation des prédictions du modèle à des résultats d'essais de fatigue en flexion dent-par-dent. Le modèle est ensuite utilisé pour mieux comprendre l'effet des contraintes résiduelles sur l'amélioration des propriétés en fatigue des engrenages durcis.

##### **5.4.1 Confrontation du modèle avec des résultats expérimentaux**

Le modèle de la section 5.3 a été utilisé pour prédire la charge<sup>7</sup> qui correspond à la limite d'endurance à  $10^6$  cycles pour chacun des quatre traitements du Chapitre 4 ainsi que pour une roue sans induction. Pour chaque cas, les calculs ont été répétés en utilisant les deux critères (avec ou sans effet du gradient). Les contraintes résiduelles n'ayant pas été mesurées sur une roue sans induction par contrainte de temps, il est nécessaire d'assumer une certaine distribution typique des contraintes résiduelles de rectification pour ce cas afin d'effectuer les calculs avec le modèle. Pour chaque position de mesure au pied de dent (zones 1 et 2 des recettes A à D), l'effet de la rectification sur les contraintes résiduelles a été estimé en calculant la différence entre la mesure en surface (influencée par la rectification et

---

<sup>7</sup> Charge totale appliquée de façon normale au profil et uniformément distribuée le long d'une ligne située au plus haut point de contact simple.

l'induction) et la mesure à 0,1 mm sous la surface (influencée principalement par l'induction). Rappelons qu'une cassure locale dans la tendance générale des profils a été observée pour ce premier point surfacique et seulement pour les pièces rectifiées (section 4.2.3.2). Cette estimation donne des contraintes résiduelles de rectification qui pourraient varier de -150 à -190 MPa en surface; ce qui semble tout à fait plausible en comparant avec les contraintes mesurées sur les éprouvettes rectifiées du Chapitre 3. On fait également l'hypothèse que les contraintes résiduelles sont nulles à partir d'une profondeur de 0,1 mm pour ce cas de la roue sans induction; comme les contraintes d'usinage montrées à la Figure 5.11. Ces calculs pourraient être précisés dans une étude future en utilisant des valeurs mesurées sur des roues rectifiées mais sans induction.

Afin de comparer avec les prédictions du modèle, des essais de fatigue de flexion dent-par-dent ont été menés sur des roues dentées ayant subi les différents traitements et sur une roue sans induction en utilisant le banc d'essai et les conditions expérimentales décrites à la section 5.2.1. Seuls des essais de montée en charge (*step-loading*) ont pu être réalisés étant donné les contraintes de temps et de disponibilité du banc. De plus, il est important de rappeler que le paramètre de contrôle sur ce banc est la charge appliquée par le vérin. De son côté, le modèle prédit la charge appliquée directement sur la dent. Il est donc nécessaire de déterminer le plus précisément possible le rapport entre ces deux charges. Ce rapport n'est pas le même pour des essais en statique et en dynamique. Les fichiers de résultats obtenus après plusieurs essais menés sur différentes roues (différentes recettes) et à des niveaux de charge couvrant toute la gamme étudiée ont permis de déterminer ce rapport à 1,25 en moyenne (en tenant compte du léger décalage temporel entre les signaux du vérin et du capteur de force sur la dent). Ce rapport est utilisé pour les comparaisons suivantes. À titre indicatif, le rapport lors d'un essai statique est de 1,34 (voir section 5.2.2.3). Le Tableau 5.7 résume les résultats des prédictions du modèle utilisant les deux critères de fatigue et les essais expérimentaux (méthode par paliers comme pour les éprouvettes).

Tableau 5.7 Comparaison des charges sur la dent à la limite d'endurance prédites et estimées expérimentalement

Recette:	Crossland régulier (#1) (kN)	Crossland gradient (#2) (kN)	Essais expérimentaux (kN)
Aucune	6,14	6,80	6,58
A	12,19	13,30	11,28
B	10,87	11,96	10,08
C	11,13	12,78	10,15
D	9,66	13,32	9,53

Le Tableau 5.7 montre que le modèle surestime plus ou moins la charge à la limite d'endurance par rapport aux résultats expérimentaux pour toutes les recettes d'induction et ce peu importe le critère utilisé. Les prédictions des critères #1 et #2 pour la roue sans induction sont respectivement légèrement en dessous et au dessus de la charge obtenue expérimentalement. Les prédictions du critère #1 sont plus proches des valeurs expérimentales pour les roues induites. Ce critère permet surtout de prédire le même classement des recettes que pour les résultats expérimentaux en termes de résistance à la fatigue de flexion. Le critère #1 prédit en effet que la recette A est nettement supérieure, suivie de C et B (presque égales) et finalement de D nettement inférieure. Le critère #2 prédit de son côté des améliorations de la résistance en fatigue grâce à l'effet du gradient. Les prédictions de ce deuxième critère semblent élevées pour toutes les recettes mais pas pour la roue sans induction.

Dans la majorité des cas le modèle prédit un amorçage en surface. Les distributions spatiales du paramètre de risque  $d_i$  sont fournis à l'Annexe XVIII. La seule exception est le calcul pour la recette D avec le critère #1 où un amorçage interne en zone sur-revenue est prédit. Cela explique la faible charge calculée pour ce cas précis. De plus, le modèle prédit que tous les sites d'amorçage sont situés sur le plan de nœuds #10 (le plus bas dans le congé en pied de dent à  $41^\circ$  de tangence). Il prédit toutefois des amorçages à différentes positions selon l'épaisseur (en Y) dépendamment du cas (Tableau 5.8).

Tableau 5.8 Position du site d’amorçage en Y prédite par le modèle selon le cas

Recette:	Crossland régulier (#1) (mm)	Crossland gradient (#2) (mm)
Aucune	-0.42	-1.91
A	-1.06	-0.85
B	0.00	-2.12
C	-1.91	0.64
D	0.00	0.00

Note : Y = 0 mm est à mi-épaisseur de la denture

La Figure 5.21 montre les faciès de rupture par fatigue obtenus pour les quatre recettes d’induction après les essais de montée en charge.

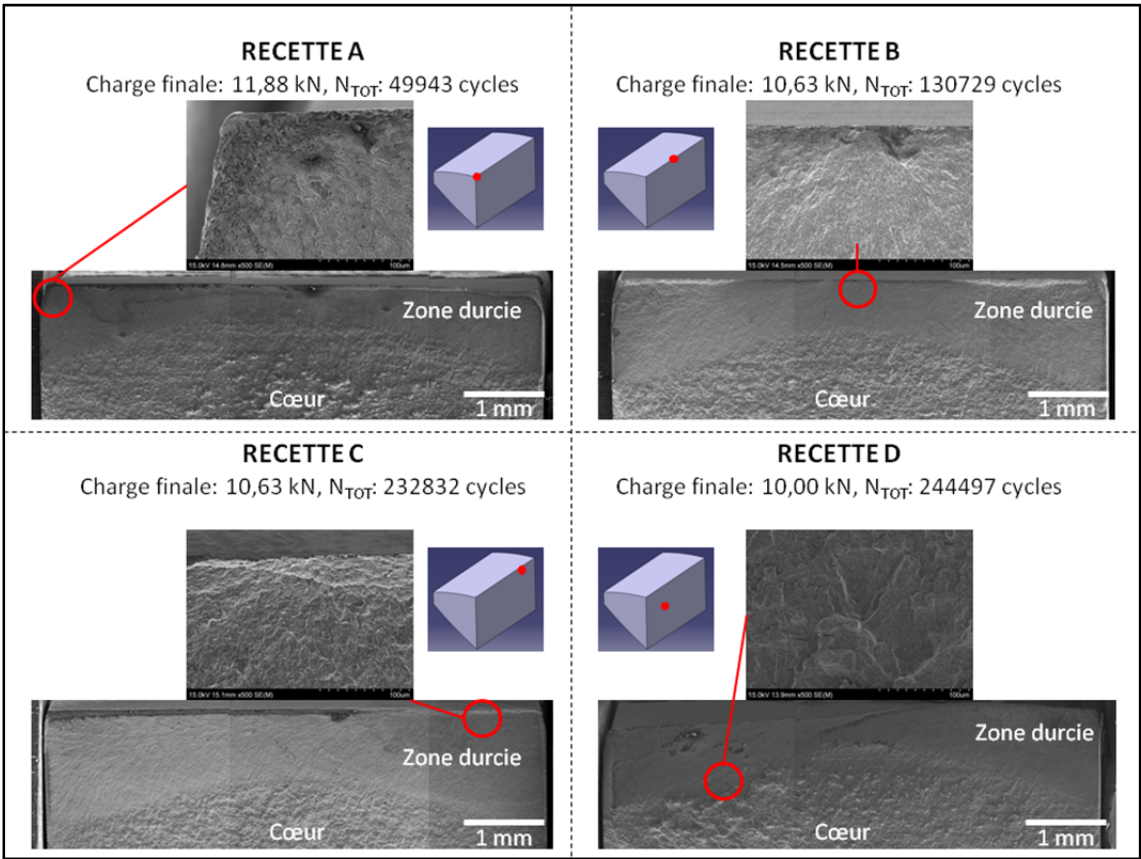


Figure 5.21 Faciès de rupture par fatigue obtenus pour les quatre recettes d’induction

Les images de la Figure 5.21 donnent certaines indications sur les sites d'amorçage. Pour la recette A, la fissure principale a semblé s'amorcer près d'un coin (face supérieure) et en surface. Toutefois, la zone d'intérêt présente du matage limitant les conclusions pouvant être tirées. Mentionnons qu'un autre faciès sur une autre dent de la même recette testée à la même charge a présenté un amorçage en surface environ à mi-épaisseur et sur une inclusion (aluminat de calcium). Cette deuxième observation suggère que la position exacte du site d'amorçage peut varier d'une dent à l'autre pour une même recette en fonction de la distribution des inclusions en pied de dent. La Figure 5.21 montre clairement un amorçage en surface pour les recettes B et C. La présence d'une inclusion de type aluminat de calcium au site d'amorçage à mi-épaisseur est évidente dans le cas de la recette B vu la forme et la taille de la cavité trouvée à cet endroit (où se trouvait l'inclusion). La position exacte du site d'amorçage pour la recette C est moins évidente. Finalement, pour la recette D les observations sont moins concluantes. Aucun amorçage en surface ne peut être identifié dans ce cas. Seule une région interne située en zone de transition présente une certaine convergence de lignes de rivières rappelant celle d'un site d'amorçage. Des analyses sur d'autres roues seront nécessaires pour confirmer ce point. De façon générale, la Figure 5.21 montre que la topographie des faciès est très différente en zone induite et à cœur. Cela est probablement lié aux différents mécanismes de propagation de fissure et aux différentes tailles de grain. De plus, ces faciès sont très différents de ceux observés pour les roues de l'étude ayant précédé ce doctorat (Austin, 2011) pour lesquelles plusieurs sites d'amorçage ont été identifiés en surface à chaque fois (fini d'usinage brut de rugosité très élevée).

#### **5.4.2 Analyse des résultats**

Il est préférable d'exprimer les résultats de prédiction du modèle sous forme d'erreur relative par rapport aux résultats expérimentaux (Tableau 5.9) pour l'analyse des résultats.

Tableau 5.9 Erreur relative du modèle par rapport aux résultats expérimentaux

<b>Recette:</b>	<b>Crossland régulier (#1) (erreur %)</b>	<b>Crossland gradient (#2) (erreur %)</b>
Aucune	-6.7	3.4
A	8.0	17.9
B	7.8	18.6
C	9.7	25.9
D	1.4	39.7

Le Tableau 5.9 montre que les erreurs des prédictions du critère #1 sont nettement plus faibles pour les roues induites que celles du critère #2. Les prédictions pour la roue sans induction sont très précises avec les deux critères. En se basant seulement sur l'effet du gradient, on aurait pu s'attendre à ce que les prédictions du critère local (#1) soient conservatrices, donc systématiquement en dessous des valeurs expérimentales comme observé en général (Morel et Palin-Luc, 2002). Cela n'est pas le cas. D'autres sources d'erreur, qui seront détaillées dans la section suivante, peuvent expliquer cette observation. L'erreur obtenue en utilisant le critère #1 varie de 7,8 à 9,7 % pour les recettes A à C et est clairement plus faible pour la recette D (1,4%). Ces erreurs sont jugées très faibles compte tenu des hypothèses et multiples sources d'erreur potentielles. Le critère #2 prédit quant à lui un effet du gradient assez prononcé pour toutes les recettes d'induction. Il est apparaît toutefois judicieux de ne pas rejeter une telle approche à ce stade étant donné que les paramètres B et n du critère sont des approximations tirées de la littérature et non les résultats d'une identification précise par des campagnes d'essais sur des éprouvettes en AMS6414.

Pour conclure cette analyse, il est possible de tirer quelques observations intéressantes basées sur les résultats de fatigue. Tout d'abord, les données expérimentales du Tableau 5.7 suggèrent que le traitement par induction augmente de 45 (D) à 71% (A) la résistance en fatigue de flexion des dents d'engrenage. Il est important de souligner que les recettes A et D possèdent des résistances en fatigue très différentes malgré leur profils durcis pratiquement identiques dans la zone de flexion. La différence pourrait s'expliquer par le fait que la transition très abrupte dans le profil de contraintes résiduelles sous la couche durcie observée



pour la recette D (préchauffe très faible, chauffe finale HF) peut entraîner un amorçage interne sous la couche durcie. Les observations fractographiques tendent à soutenir cette hypothèse. Cette transition est moins sévère dans le cas de la recette A (préchauffe plus importante, chauffe finale à doubles fréquences simultanées) évitant ainsi un amorçage interne. D'autres observations fractographiques sur des dents testées en fatigue seraient utiles pour confirmer ce point.

### 5.4.3 Discussion sur les sources d'erreurs et limites du modèle

Plusieurs sources d'erreur ont pu influencer les résultats du modèle. Concernant l'erreur nettement plus faible pour la recette D avec le critère #1, cela pourrait s'expliquer par le changement de type d'amorçage (surface versus interne). Rappelons que pour les points en surface (zone d'amorçage des autres recettes), l'effet de rugosité lié à la rectification est considéré par l'entremise d'un facteur empirique. Or, certains chercheurs ont montré à l'aide d'échantillons faits d'un acier très similaire et pratiquement sans contraintes résiduelles que les surfaces rectifiées présentent parfois des propriétés en fatigue inférieures à celles obtenues avec d'autres procédés d'usinage à rugosité égale (Novovic *et al.*, 2004). Cette observation suggère qu'une caractérisation détaillée de la zone affectée par la rectification pourrait aider à améliorer le modèle. En attendant cette caractérisation plus fine, des simulations supplémentaires menées avec le critère #1 ont indiqué qu'un facteur d'abatement de la limite d'endurance en surface de 0,82 au lieu de 0,92 permettrait, dans un cadre industriel, de minimiser les erreurs des prédictions pour les recettes A à C tout en continuant de prédire un amorçage interne pour la recette D (à la même charge). Mentionnons également que la prédiction des amorçages en surface est compliquée par le fait que la rectification engendre elle-même des contraintes résiduelles qui ajoutent une variation supplémentaire aux valeurs mesurées en surface des pièces finales (voir section 4.2.3.1). Il y a donc une dispersion plus importante au niveau des contraintes résiduelles de surface et donc une erreur supplémentaire dans les prédictions en fatigue en utilisant un modèle utilisant les valeurs mesurées sur une seule roue comme c'est le cas ici. De plus, la précision des prédictions des amorçages en surface dépend des propriétés obtenues pour les

éprouvettes à 690 HV qui ont présenté des ruptures internes très loin de la surface majoritairement. Or, la limite d'endurance pour un amorçage surfacique à ce niveau de dureté est probablement plus basse compte tenu des effets d'environnement et de la triaxialité des contraintes nécessairement différente autour des microfissures (contrainte plane).

Plusieurs autres sources d'erreur peuvent être identifiées au niveau du modèle : utilisation de la géométrie nominale de la dent pour estimer les contraintes appliquées (sans les arrêtes arrondies), variations des paramètres  $\alpha$  et  $\beta$  d'un lot de matériau à un autre, nombre restreint d'éprouvettes pour déterminer ces paramètres, utilisation de plusieurs hypothèses simplificatrices (ex : considérer que les profils de contraintes résiduelles sont constants le long du creux de dent étudié, estimation de la distribution spatiale de ces contraintes résiduelles, etc.). Les prédictions généralement trop optimistes du modèle même avec le critère #1 pourraient s'expliquer en partie par le fait que les contraintes résiduelles sont considérées parfaitement stables au fil des cycles de chargement. Comme expliqué précédemment à la section 5.2.3, la méthode utilisée pour vérifier l'évolution de ces contraintes possède une sensibilité limitée, particulièrement proche des bords (présence d'un arrondi, erreur causée par les sous-fenêtres qui ne sont pas complètement sur la surface étudiée, etc.). À titre d'exemple, une relaxation relativement faible de 20 % des contraintes de compression en surface pour la recette A ( $\approx 60$  à  $120$  MPa) fait passer l'erreur du modèle de 8 à 4 %. De plus, le critère de Crossland sur lequel est basé le présent modèle, même s'il a été construit à partir d'observations expérimentales, reste empirique. Il peut donc introduire une certaine erreur, même dans des cas simples, comme l'ont montré certains auteurs (Banvillet, Palin-Luc et Lasserre, 2003). En terminant, malgré toute l'attention portée à la préparation des éprouvettes, il est également difficile de garantir la représentativité parfaite de ces dernières vis-à-vis les différents points d'une couche induite dans une roue dentée.

Finalement, les résultats des sections précédentes ont permis de constater que le modèle proposé présente une précision intéressante (avec le critère #1) pour la prédiction des limites d'endurance mais moins au niveau des sites d'amorçage. Cette observation semble liée au fait que le modèle ne considère pas la distribution des inclusions dans la dent. Or, les

analyses fractographiques au MEB ont montré qu'il peut s'agir d'un mécanisme d'amorçage intrinsèquement lié à ces défauts qui sont aléatoirement distribués dans la microstructure. Il est important de souligner qu'une partie très restreinte du volume est fortement chargée dans une dent d'engrenage en flexion comparativement aux éprouvettes en traction-compression. La présence ou non d'une inclusion critique dans ce volume fortement chargé ainsi que la position de cette dernière influence automatiquement la résistance de la dent étudiée et surtout la position du site d'amorçage. Cette réalité physique limite clairement la capacité du modèle proposé à prédire la position exacte du site d'amorçage car elle risque de varier d'une dent à l'autre en pratique. Notons par contre que dans tous les cas, le paramètre de risque  $d_i$  atteint des valeurs pratiquement critiques ( $\approx 1$ ) à plusieurs nœuds en pied de dent permettant ainsi au modèle de performer correctement au niveau de la prédiction de la limite d'endurance en général (voir à titre d'exemple l'ANNEXE XVII).

Dans un autre ordre d'idées, de multiples sources d'erreur ont également pu affecter les résultats expérimentaux obtenus avec le banc d'essai : force supplémentaire reliée au frottement avec le bloc, incertitude de mesure sur la charge, vibrations durant les essais de fatigue, précision du point d'application de la charge<sup>8</sup>, désalignement entre le flanc de dent et le bloc (5.2.2.3), etc. La source d'erreur expérimentale la plus importante est probablement l'utilisation d'une méthode par paliers de charges (*step-loading*) pour déterminer les limites d'endurance expérimentales. Cette approche est moins souhaitable qu'une campagne d'essais régulière d'un point de vue statistique car seulement une dent est testée à la fois. Or, il n'y a sans doute aucune variation de la résistance d'une dent à l'autre est c'est entre autres pourquoi les essais en flexion rotative, où toutes les dents des engrenages sont testées en même temps, sont généralement préférés (Rao et MacPherson, 2003).

Il convient par ailleurs de discuter des limitations de l'approche de calcul proposée. Le modèle actuel ne considère pas toutes les multiples complexités des conditions réelles

---

<sup>8</sup> Ce point d'application dépend de nombreux paramètres : épaisseur du bloc de contact, angle de la roue une fois installée, géométrie réelle de la roue, etc.

rencontrées lors de la mise en service d'un train d'engrenages dans un moteur d'aéronef (AGMA, 1994). Notamment, les roues réelles subissent des effets dynamiques diverses, des surcharges temporaires et sont mises en contact avec de l'huile à une température bien supérieure à celle de l'air du laboratoire durant un essai dent-par-dent (AGMA, 2004). De plus, la présence de lubrifiant modifie le comportement en service car elle peut par exemple modifier la forme de la distribution de pression au niveau du contact et s'infiltrer dans les fissures de fatigue; ce qui exerce une pression interne sur les lèvres de celles-ci (Fajdiga, Flašker et Glodež, 2004). Aussi, plusieurs modes de défaillance de l'engrenage agissent souvent en même temps en réalité (fatigue de flexion, fatigue de contact, usure, etc.) et peuvent interagir entre eux pour donner lieu à des ruptures particulières (Komori *et al.*, 2005). D'autres facteurs comme les erreurs de fabrication, d'assemblage ou les modifications de profil peuvent modifier la résistance en fatigue des roues réelles (Spitas, Costopoulos et Spitas, 2005; Franulovic, Krizan et Basan, 2005; Li, 2007). À titre d'exemple, Li (2007) a obtenu une contrainte maximale en flexion au point de tangence à 30 ° du creux de dent 26 % plus élevée en considérant simultanément un désalignement de 0,04 °, un profil réel d'un flanc de dent contenant des erreurs d'usinage et une denture bombée de 15 µm à mi-épaisseur. Il convient de souligner que sous certaines conditions (surcharges, fort désalignement, etc.) la recette A qui a présenté la meilleure résistance en fatigue dans cette thèse pourrait ne plus être la meilleure. Comme première approximation et en attendant de pouvoir inclure plus précisément tous ces effets, le modèle de cette thèse pourrait tout de même être utilisé en appliquant aux limites d'endurance prédites les facteurs d'abattement correspondants dans les normes et banques de données de l'industriel.

#### **5.4.4 Simulations complémentaires de l'impact des contraintes résiduelles sur la fatigue de flexion**

Le modèle peut être réutilisé pour effectuer les calculs avec des contraintes résiduelles nulles. Cela permet d'estimer la portion de l'amélioration de la résistance en fatigue liée seulement aux contraintes résiduelles ou au durcissement de la surface. Seul le critère #1 est utilisé pour cette analyse étant donné sa meilleure capacité prédictive. Le Tableau 5.10 compare les

prédictions du modèle obtenues en supprimant les contraintes résiduelles des diverses recettes (colonne « induction sans  $\sigma_{RS}$  ») aux charges prédites avec contraintes résiduelles (colonne « induction avec  $\sigma_{RS}$  ») exposées précédemment au Tableau 5.7.

Tableau 5.10 Prédiction de l'effet des contraintes résiduelles sur la résistance en fatigue de flexion

Recette:	Induction avec $\sigma_{RS}$ (kN)	Induction sans $\sigma_{RS}$ (kN)	Sans induction ni $\sigma_{RS}$ (kN)	Amélioration liée aux $\sigma_{RS}$ (%)
Aucune	6,14*	5,33*	5,33	n/d
A	12,19	9,94	5,33	33
B	10,87	9,94	5,33	17
C	11,13	9,94	5,33	21
D	9,66	9,94	5,33	-6

\* Contraintes résiduelles estimées pour le procédé de rectification seulement (sans induction).

Les résultats présentés au Tableau 5.10 suggère que les contraintes résiduelles sont responsables d'environ 17 à 33 % de l'amélioration totale des propriétés en fatigue à grand nombre de cycles pour les recettes A à C. On peut considérer que le reste de l'augmentation de la limite d'endurance est liée à l'augmentation des propriétés engendrée par le durcissement. La valeur est négative (-6 %) pour la recette D puisque dans ce cas précis le modèle prédit que l'importante tension résiduelle provoque un amorçage interne au lieu de surfacique et ce pour une charge plus faible que dans le cas sans contraintes résiduelles (les contraintes résiduelles nuisent à la résistance en fatigue dans ce cas particulier). Précisons également que toutes les roues avec induction mais sans contraintes résiduelles ont une limite d'endurance identique (9,94 kN) puisqu'il s'agit d'un amorçage en surface dans tous les cas (zone aux mêmes propriétés entre les recettes et aux mêmes contraintes appliquées). En terminant, il convient de préciser qu'au point de vue du modèle de fatigue, trois effets principaux des contraintes résiduelles peuvent être identifiés : 1) modification de la contrainte hydrostatique maximale atteinte en un point durant un cycle, 2) déplacement potentiel du site d'amorçage par rapport au cas sans contraintes résiduelles et 3) modification des gradients vus par le matériau par superposition aux contraintes appliquées (effet inclus dans le critère #2 seulement).

## 5.5 Synthèse du chapitre

Ce dernier chapitre a abordé la fatigue de flexion simple de roues dentées droites traitées par induction de façon expérimentale et numérique. Tout d'abord, des essais expérimentaux ont été conduits sur un banc de flexion dent-par-dent dans un premier volet. Un essai statique a permis de vérifier le chargement appliqué par le banc. Pour ce faire, deux jauges de déformation miniatures ont été positionnées le plus bas possible sur un flanc de dent et la surface visible de la roue a été préparée pour permettre des mesures de champs de déformations par corrélation d'images avec le système ARAMIS®. Cette application représente un défi pour les deux techniques étant donné la présence de forts gradients, les difficultés pratiques pour la pose des jauges, la difficulté d'obtenir un éclairage uniforme pour la corrélation d'images, etc. Les résultats des jauges ont indiqué un léger désalignement de la roue par rapport au bloc de réaction et un comportement non-linéaire aux charges plus élevées causé par la proximité avec le point de contact. La corrélation d'images a de son côté donné des résultats cohérents mais a fait preuve d'un manque de précision près des bords. Cette technique est clairement sensible aux multiples paramètres d'analyse. Cette dernière a tout de même permis de faire un suivi de l'évolution des profils de déformation au creux d'une dent induite pour montrer qu'il est raisonnable de considérer que les contraintes résiduelles initiales sont stables dans la zone étudiée et ce pour des conditions typiques de la fatigue à grand nombre de cycles.

Ensuite, le deuxième volet de ce chapitre a été consacré au développement d'une approche de prédiction de la limite d'endurance en flexion simple des roues induites. Le modèle a été implanté sous la forme d'un programme MATLAB®. Il est basé sur le critère de Crossland ou sa version modifiée pour inclure l'effet du gradient sur la contrainte hydrostatique maximale. Le durcissement superficiel et les variations de microstructure qui en résultent sont pris en compte à l'aide des cartographies de microdureté réalisées en pied de dent. Les paramètres  $\alpha$  et  $\beta$  du critère sont ajustés en fonction de la microdureté locale et à partir des résultats d'essais de fatigue sur des éprouvettes (traction-compression, torsion) du même acier à trois niveaux de dureté représentatifs des différentes zones (zone durcie, zone sur-

revenue et cœur). Il a été montré que malgré les précautions prises dans la préparation des éprouvettes, des contraintes résiduelles d'usinage significatives peuvent être présentes près de la surface (jusqu'à -800 MPa). Toutefois, on juge que ces contraintes résiduelles n'ont pas influencé les résultats des campagnes étant donné les amorçages de fissures généralement observés dans des zones avec des contraintes négligeables. Le modèle de fatigue utilise les contraintes appliquées prédites par éléments finis. Ce modèle d'éléments finis, malgré certaines simplifications (une seule dent, aucune friction, profil de dent théorique, etc.), s'est montré assez cohérent avec la corrélation d'images (un peu moins avec les jauges). Il a été montré que la contrainte appliquée maximale pour une certaine profondeur n'est pas atteinte le long du même plan en pied de dent et donc qu'il est judicieux de faire les calculs de fatigue sur un certain volume de matière à risque d'amorçage. Pour finir, les mesures du Chapitre 4 ont été réutilisées pour estimer le plus précisément possible la distribution spatiale des contraintes résiduelles en pied de dent. Elles interviennent comme des contraintes moyennes stables dans le modèle et leur effet sur le gradient de la contrainte hydrostatique est pris en compte avec le critère #2. Une approche empirique basée sur des résultats de la littérature a été adoptée pour tenir compte de l'effet de la rugosité de surface engendrée par le procédé de rectification post-induction des roues. La contribution originale de ce modèle est principalement liée à la prise en considération simultanée par une approche 3D des contraintes résiduelles, des variations de microdureté, de l'effet du gradient et du fini de surface.

Ce chapitre s'est terminé par une confrontation des prédictions du modèle à quelques résultats d'essais de fatigue par montées en charge menés sur le banc STBF. Au niveau des limites d'endurance, le modèle a présenté un écart avec les résultats expérimentaux variant de -6,7 à 9,7 % en utilisant le critère #1 et de 3,4 à 39,7 % avec le critère #2. Le critère #1 a permis de prédire le bon classement des quatre recettes d'induction (ainsi que les bonnes tendances) tandis que le critère #2 a semblé souffrir du manque de calibration des paramètres B et n. Les deux critères se sont avérés très précis pour prédire la limite d'endurance d'une roue sans induction. Les prédictions des sites d'amorçage se sont elles avérées plus ou moins précises étant donné le mécanisme d'amorçage intrinsèquement lié aux défauts

microstructuraux. Les analyses fractographiques ont en effet parfois indiqué des amorçages sur des inclusions similaires à ceux observés pour les éprouvettes de calibration. Un des résultats les plus importants est la capacité du modèle à prédire l'amorçage de fissure sous la couche durcie. Le modèle et les résultats expérimentaux ont ainsi montré que deux recettes d'induction de type contour (A et D) peuvent avoir des profils durcis similaires en pied de dent mais des résistances en fatigue très différentes dues aux gradients des contraintes résiduelles différents. Les résultats des essais menés sur le banc STBF suggèrent que le durcissement par induction a augmenté la résistance à la fatigue de flexion de 45 à 71 % pour les recettes choisies dans cette thèse. Le modèle ainsi validé a servi à étudier numériquement l'effet des contraintes résiduelles sur l'amélioration de la tenue en fatigue de flexion avec le critère #1. Les résultats indiquent que les contraintes résiduelles seraient responsables de 17 à 33 % de l'augmentation totale de la limite d'endurance après durcissement superficiel par induction en ne considérant pas le cas d'amorçage sous la couche durcie (recette D).



## CONCLUSION

Le durcissement superficiel par induction remplace les traitements de surface thermochimiques traditionnels chez certains motoristes en aéronautique. Ce traitement engendre la création de gradients complexes de microstructure, microdureté et contraintes résiduelles qui ont un effet significatif sur le comportement en service des pièces traitées, notamment la tenue en fatigue des engrenages.

L'objectif du présent doctorat était d'étudier les contraintes résiduelles générées lors du traitement superficiel par induction et de prédire leurs effets sur l'amorçage de fissures de fatigue de flexion dans des roues dentées. Plus spécifiquement, les deux objectifs principaux de la thèse étaient : 1) quantifier l'influence des paramètres du procédé d'induction multi-fréquences sur les contraintes résiduelles générées dans des disques et des engrenages droits; et 2) proposer une approche de modélisation déterministe pour prédire la limite d'endurance en flexion simple des engrenages induits en tenant compte des gradients de propriétés (microstructure, microdureté, etc.) et de contraintes résiduelles en couche durcie. Le matériau qui a été utilisé tout au long de la thèse est l'acier martensitique faiblement allié AISI4340 (ou son grade aéronautique AMS6414).

La première partie du travail a consisté en la mise en place et l'adaptation de deux méthodes de mesure des contraintes résiduelles dans des disques induits. La diffraction de rayons X (DRX) s'est avérée un outil de premier choix pour la mesure des contraintes résiduelles dans les cas où la profondeur durcie reste relativement faible (moins de 2 mm). Deux contributions ont été proposées concernant cette méthode : la prise en compte de l'évolution de la constante élastique selon la position dans la couche induite ainsi que l'amélioration d'une méthode par éléments finis de correction des mesures par enlèvement de matière. Cette dernière méthode a permis de repousser les limitations des méthodes analytiques traditionnelles particulièrement en présence de géométries complexes et de forts gradients de contraintes. Une deuxième méthode de mesure des contraintes résiduelles, la méthode des contours (MDC), a également été testée sur des pièces induites. Plusieurs paramètres de la

MDC (type de coupe, quantité de lissage, etc.) ont été variés pour quantifier leurs effets sur les contraintes mesurées. Une étude aussi détaillée sur les effets des paramètres de la MDC n'a jamais été publiée avant cette thèse. De plus, il s'agit de la première application de cette méthode à des pièces durcies superficiellement par induction. La MDC s'est avérée intéressante pour l'obtention de cartographies complètes de contraintes résiduelles à cœur des pièces induites mais a démontré un manque de précision proche de la surface. Des résultats cohérents ont été obtenus avec cette méthode seulement pour un cas où la profondeur durcie était très importante ( $\approx 4$  mm). Enfin, les travaux de cette première partie du travail ont permis d'observer la grande répétitivité des contraintes résiduelles à l'issue d'un même traitement par induction et de confirmer que la transition de la compression vers la tension dans les contraintes tangentielle et axiale s'effectue généralement aux alentours de la profondeur durcie pour les pièces induites cylindriques.

La deuxième partie du travail a d'abord permis l'étude des effets de certains paramètres du procédé d'induction (dureté initiale, préchauffe, type de chauffe, revenu final) sur les contraintes résiduelles dans des disques en utilisant la DRX et les méthodes de correction développées dans la première partie. Les mesures ont été réalisées sur deux géométries de diamètres extérieurs 48 et 106 mm respectivement. Pour une même recette d'induction, une dureté initiale plus faible présente plus de contraintes résiduelles tant en compression qu'en tension et une transition de la compression vers la tension moins profonde (dans la zone de transition de la microstructure). L'utilisation d'une préchauffe significative a engendré un peu plus de contraintes de compression en surface ainsi que moins de contraintes de tension sous la couche durcie pour les disques de diamètre 48 mm (en direction tangentielle principalement). Cette observation demanderait toutefois confirmation étant donnée la légère différence de profondeurs durcies entre les deux disques comparés. Un effet similaire mais plus faible sur la compression et la tension a été observé en comparant une recette à double fréquences séquentielles à une recette monofréquence. L'étude de la recette à deux fréquences simultanées sur un disque n'a pas permis de tirer de conclusion à cause des profondeurs durcies différentes. La modification des contraintes résiduelles s'opérant durant les revenus finaux typiques des pratiques industrielles s'est avérée très faible voir

négligeable. Parallèlement à cette étude, les contraintes résiduelles ont été mesurées dans des roues dentées droites industrielles pour quatre traitements par induction différents. Une étude de répétitivité des contraintes résiduelles surfaciques sur ces roues a indiqué que les contraintes sont généralement semblables sur les dents d'une même roue mais peuvent parfois varier d'une roue à l'autre pour une même recette. Cela a été principalement imputé au procédé de rectification post-induction. Les observations principales tirées de ces mesures sur engrenages induits sont : 1) seules les deux recettes de type contour mince ont généré des contraintes de compression importantes sur toute l'épaisseur; 2) la recette de type durcissement complet de la dent a laissé des contraintes résiduelles défavorables de tension juste en dessous de la surface et dans la couche durcie; 3) l'utilisation d'une préchauffe plus importante et d'un flash final à double fréquences simultanées semble pouvoir générer plus de contraintes de compression en surface et une transition plus douce vers les contraintes de tension (au pied de dent); et 4) seule la recette de type contour (jusqu'au haut de la dent) a permis de mettre le flanc de dent en compression résiduelle importante dans la zone critique pour la fatigue de contact.

La troisième et dernière partie de la thèse a été consacrée à l'étude expérimentale et numérique de la fatigue de flexion simple de roues dentées droites traitées par induction. Des mesures faites avec des jauges de déformation et une technique de corrélation d'images sur un banc d'essai de flexion dent-par-dent ont permis de valider un modèle d'éléments finis développé pour obtenir les contraintes appliquées (servant par la suite aux calculs de fatigue). Les données de corrélation d'images n'ont pas permis de détecter une évolution des déformations en pied de dent qui aurait pu être liée à une évolution des contraintes résiduelles causée par le chargement de fatigue à grand nombre de cycles. Les contraintes résiduelles ont donc été supposées comme étant des contraintes moyennes stables. En utilisant les données du Chapitre 4, une approche de prédiction de la limite d'endurance pour les roues dentées induites et chargées en flexion a été proposée. De multiples essais sur des éprouvettes ont permis la calibration des critères de fatigue multiaxiale nécessaires au modèle. Une attention particulière aux méthodes de préparation de ces échantillons a été portée (mise en forme, traitements thermiques, polissage, etc.). Les calculs de fatigue sont

effectués en 3D pour plusieurs positions à l'intérieur du volume critique pour la fatigue de flexion (en pied de dent et du côté tension). Ce modèle est une contribution significative car il permet simultanément la considération de l'effet du gradient des contraintes, du fini de surface, des contraintes résiduelles ainsi que des gradients de microstructure par l'entremise des variations de microdureté. L'approche proposée a été validée par des essais de fatigue sur des roues ayant reçu les mêmes traitements que pour la partie précédente. La confrontation avec ces essais de fatigue expérimentaux a donné des écarts variant entre 1,4 et 39,7 % dépendamment du traitement et du critère. Le critère de Crossland sans effet du gradient a donné des prédictions plus près des valeurs expérimentales ( $< 10\%$  d'écart). Même s'il ne s'agit que d'une approche simplifiée qui requiert encore plusieurs améliorations afin de considérer toute la complexité des chargements réels des engrenages, le modèle proposé dans la thèse est capable de prédire avec une précision relativement bonne la limite d'endurance d'une pièce industrielle contenant des gradients de microstructure et contraintes résiduelles dans le cas d'un chargement simple.

Ce projet a permis de constater à quel point la caractérisation des contraintes résiduelles peut représenter un défi pour les pièces industrielles traitées en surface. Il est également apparu que la prédiction du comportement en service de telles pièces de machine fera encore l'objet de nombreuses recherches au cours des prochaines années mais les travaux de cette thèse ont apporté des contributions significatives et pourront être poursuivis afin de permettre une optimisation du dimensionnement des engrenages aéronautiques durcis par induction.

## RECOMMANDATIONS

Les recherches effectuées dans le cadre du présent doctorat ont permis de mettre en lumière plusieurs points qui mériteraient d'être abordés ou étudiés plus en détails dans le cadre de travaux futurs. Cette section présente une liste de recommandations divisée selon les différents chapitres de la thèse afin de faciliter la mise en place de ces travaux.

### Chapitre 3

- Étudier l'effet des paramètres d'induction sur les contraintes résiduelles pour un autre matériau et une autre géométrie de type cylindre long afin de voir si les mêmes effets seront observés.
- Refaire une série d'essais de traction in situ (DRX) sur microéprouvettes pour obtenir des valeurs plus précises des constantes élastiques radiographiques en fonction de l'état métallurgique.
- Tester la MDC en utilisant une coupe au fil très fin (ex : 50  $\mu\text{m}$ ) si l'accès à une telle machine devient possible.
- Tester et comparer la MDC et la DRX sur un échantillon aux contraintes résiduelles connues (exemple : une poutre déformée plastiquement en flexion).
- Mettre en place des comparaisons de la DRX et de la MDC avec d'autres méthodes de mesure des contraintes résiduelles : diffraction neutronique, rayons X synchrotron, méthode magnétique, perçage de trou instrumenté, etc.
- Développer un traitement par induction pour les disques de 48 mm ayant une profondeur durcie intermédiaire par rapport aux traitements A et B (2 à 3 mm) afin de permettre une comparaison directe entre les deux méthodes de mesure de contraintes résiduelles.

### Chapitre 4

- Faire varier plusieurs paramètres du procédé d'induction en même temps pour pondérer et quantifier les inter-corrélations entre les influences de ces paramètres sur les contraintes résiduelles et le profil de microdureté (ex : plan d'expérience de type factoriel).
- Compléter les essais sur les disques manquants dans le Tableau 4.6 : 1) tester l'effet d'abaisser la dureté à cœur pour les disques de 106 mm, 2) développer une recette similaire à la C mais ayant une profondeur durcie égale au centre avec la recette A pour confirmer l'effet bénéfique de la préchauffe, 3) tester différents types de chauffe finale pour les disques 48 mm (plus sensibles aux variations des paramètres que ceux

de 106 mm), 4) tester l'effet du revenu sur une pièce de dureté initiale de 35 HRC et pour les disques de 106 mm, 5) tester l'effet du revenu intermédiaire sur les disques de 48 mm, etc.

- Étudier plus en détails le lien entre la profondeur durcie et la profondeur de transition dans les contraintes résiduelles.
- Tester l'effet d'une préchauffe plus significative (ex : préchauffes multiples de la recette C des roues dentées) sur les contraintes résiduelles dans les disques.
- Montrer l'effet de la vitesse de chauffe en comparant deux disques de profondeur durcie égale (ex : un disque chauffé à faible puissance pendant longtemps et l'autre à forte puissance mais sur une courte période).
- Étudier l'effet de la trempe sur les profils de contraintes résiduelles et de microdureté (ex : trempe à l'air libre, trempe à l'eau avec différents niveaux de polymère, etc.).
- Étudier l'effet d'un revenu post-induction au four à des températures plus élevées que les revenus testés dans la thèse et qui risquent d'avantage de modifier les contraintes résiduelles initiales.
- Pour un traitement simple (ex : une chauffe HF seulement), montrer l'évolution des profils de contraintes résiduelles en fonction de la profondeur durcie. Cela permettrait de confirmer ou non l'observation généralement acceptée dans la littérature que les contraintes de compression chutent en amplitude plus la profondeur durcie augmente. Il existe peut-être une profondeur durcie optimale pour chaque géométrie et type de traitement.
- Pour les roues dentées, tester les préchauffes multiples comme la recette C mais en visant une couche durcie plus mince (avec chauffe finale plus modeste pour atteindre  $\approx 0,5$  mm au creux) afin de bien mettre en évidence le potentiel de ce type d'approche.
- Effectuer des mesures de contraintes résiduelles sur des roues induites n'ayant pas reçu de rectification finale. L'élimination de cette étape de fabrication pourrait générer des économies importantes en temps et argent sachant que les faibles distorsions des roues induites ne justifient probablement pas cet enlèvement de matière post-induction (Pascal, 2012).
- Appliquer les suggestions de l'Annexe X pour continuer à développer la MDC pour les roues.
- Utiliser un faisceau de rayons X plus petit (ex :  $\varnothing = 0,25$  mm) pour cartographier plus finement les contraintes résiduelles sur les flancs des roues dentées induites.
- Mesurer les contraintes par DRX en profondeur (sur quelques centaines de microns) pour la zone 4 des roues induites (flanc de dent au diamètre primitif) et non seulement à la surface immédiate. Ces mesures seraient utiles car les contraintes de contact maximales en service sont situées en dessous de la surface.

- Étudier le traitement superficiel par induction des engrenages hélicoïdaux ou coniques (profils durcis, contraintes résiduelles, etc.) pour voir les défis et effets spécifiques à ces géométries largement utilisées dans les turbomoteurs.
- Comparer les profils de contraintes résiduelles et de microdureté obtenus dans cette thèse avec ceux générés par d'autres traitements de surface (ex : durcissement par laser, cémentation, nitruration, etc.) à profondeur durcie égale et pour les mêmes géométries (disques et roues dentées) si possible.
- Comparer les profils de contraintes résiduelles mesurés à des profils de contraintes simulés par calcul numérique multi-physique de la chauffe par induction suivie d'une trempe.

## Chapitre 5

- Tester d'autres critères de fatigue multiaxiale pour voir leurs effets sur les prédictions du modèle. Notamment, il serait intéressant de tester d'autres approches non-locales pour considérer l'effet du gradient (Morel et Palin-Luc, 2002).
- Mettre en place des campagnes d'essais de flexion avec différents rayons d'éprouvette pour calibrer plus finement les paramètres B et n dans le critère de Crossland avec effet du gradient. Il est également possible d'estimer ces paramètres à l'aide d'éprouvettes entaillées.
- Effectuer des essais de fatigue sur des roues instrumentées avec des capteurs d'émission acoustique pour voir si l'amorçage d'une microfissure peut être détecté de façon fiable avec cette technique. Cette méthode pourrait éventuellement permettre de mieux distinguer les portions amorçage et propagation dans les durées de vie totales.
- Effectuer plusieurs essais de fatigue supplémentaires sur les roues dentées pour obtenir les courbes S-N complètes et ainsi permettre une meilleure comparaison avec les prédictions du modèle déterministe.
- Améliorer le modèle afin de pouvoir prédire la dispersion statistique en fatigue en plus de la limite d'endurance en flexion.
- Simuler les effets des erreurs de symétrie dans le profil durci, de fabrication ou d'alignement de la roue sur la résistance en fatigue.
- Ajouter la propagation de fissure dans le modèle en tenant compte des contraintes résiduelles et des variations de propriétés microstructurales (microdureté, etc.).
- Pousser plus loin la caractérisation des faciès de rupture obtenus pour les roues (analyses chimiques, mesures de topographie, statistiques sur les sites d'amorçage, etc.).
- Étudier les effets de surcharges dynamiques temporaires ou d'une séquence de chargement plus près d'un chargement réel (décollage, maintien, atterrissage) sur le comportement en fatigue des différentes recettes.

- Étendre les principes du modèle à la fatigue de contact des flancs.
- Modifier le modèle pour pouvoir considérer le mouvement de la charge le long du profil de dent pendant l'engrènement.



## ANNEXE I

### CONTRÔLE DES SOURCES D'ERREUR GÉNÉRALES POUR LA DRX

#### *Erreurs liées à la méthode de calcul de la contrainte résiduelle*

Comme exposé précédemment, la méthode DRX consiste à localiser des pics de diffraction à plusieurs angles en utilisant un lissage des données brutes avec une fonction mathématique choisie. Cette procédure introduit inévitablement une certaine erreur. Pour les mesures de la présente thèse, le type de fonction utilisé ainsi que les conditions de diffraction ont été ajustés pour avoir la meilleure corrélation possible en fonction du type de pic rencontré. Après lissage le logiciel estime la pente de la droite dans le graphique  $d$  en fonction de  $\sin^2\Psi$  par une méthode classique des moindres carrés. L'erreur affichée représente l'erreur estimée pour cette étape. Le logiciel estime ensuite la valeur du  $d_0$  par l'ordonnée à l'origine (le  $d_{\perp}$ ) et multiplie le tout par la constante élastique radiographique entrée dans la base des données sur les matériaux. En fait, la précision des valeurs d'espacement entre les plans cristallins et donc l'estimation de la pente dépendent de la qualité de la calibration de la machine. En d'autres mots, l'angle de Bragg du matériau sous étude doit être connu avec une certaine précision afin de pouvoir assigner des valeurs d'angle précises aux canaux des deux détecteurs.

D'un autre côté, la méthode de calcul de la contrainte n'est pas aussi sensible à une erreur sur l'angle de Bragg qu'à une erreur sur la constante élastique. Afin d'illustrer ce point, plusieurs mesures ont été effectuées sur un échantillon de référence en acier fourni par le manufacturier du diffractomètre et ayant une contrainte résiduelle, une constante élastique et un angle de Bragg bien connus et certifiés ( $-525 \pm 20$  MPa,  $X_{REC} = 169$  GPa,  $2\theta = 156,4^\circ$ ). Trois mesures ont été effectuées en utilisant ces paramètres nominaux. Les mesures ont ensuite été répétées en faisant volontairement une erreur sur l'angle  $2\theta$  de  $\pm 0,4^\circ$ . Cette valeur représente l'erreur maximale à laquelle on pourrait s'attendre en prenant la valeur de la littérature. Pour les deux répétitions, la calibration avec le  $d_{\perp}$  a été refaite au même endroit sur l'échantillon sans bouger la tête selon  $Z$  et l'angle de Bragg « erroné » a été introduit dans le logiciel pour les calculs. Les autres paramètres de diffraction sont les suivants :  $40 \times 1$  s, 20 kV, 4 mA, 22 angles réguliers avec oscillation de  $\pm 1^\circ$  (valeurs fournies plus loin dans cette section), diaphragme de 2 mm, localisation de type Pearson, méthode P/G et corrections LPA activées. Le tableau suivant résume les résultats.

Tableau-A I-1 Essais sur la sensibilité à une erreur sur l'angle de Bragg

Angle de Bragg utilisé ( $^\circ$ ) :	156,0	156,4	156,8
Mesure 1 (MPa) :	-537,86	-540,98	-531,64
Mesure 2 (MPa) :	-548,55	-531,96	-534,79
Mesure 3 (MPa) :	-557,57	-537,05	-533,49
Moyenne :	-548,00	-536,66	-533,30

On constate qu'une erreur de  $0,4^\circ$  introduit une erreur de quelques mégapascals tout au plus. Certaines mesures avec des angles différents donnent même des résultats identiques. Une estimation manuelle de l'effet d'une telle erreur sur la contrainte finale calculée donne la même conclusion. Considérant ces résultats, la stratégie utilisée pour cette thèse est d'effectuer toutes les mesures en utilisant une calibration faite en zone durcie considérant un angle de Bragg de  $156,0^\circ$  provenant de la littérature pour l'acier 4340 à l'état durci (Prevéy, 1986).

### *Alignement de la machine*

Les équations utilisées pour le calcul de la contrainte résiduelle supposent un alignement parfait du diffractomètre. En pratique, le système n'est jamais exactement dans ces conditions et une certaine erreur est introduite. Afin de s'assurer que cette erreur reste négligeable, il est nécessaire de vérifier périodiquement l'alignement du diffractomètre en suivant par exemple la norme ASTM E 915-96. Cette procédure consiste à mesurer à cinq reprises la contrainte résiduelle dans un échantillon de référence constitué de poudre de fer. On considère que ce genre d'échantillon est exempt de contraintes résiduelles. Cette norme stipule que la moyenne des cinq mesures doit se situer entre -14 et 14 MPa et que l'écart-type ne doit pas dépasser 6,9 MPa pour que le système soit considéré bien aligné. Cette technique a été utilisée à plusieurs reprises pour vérifier l'alignement du système iXRD®. À titre d'exemple, le tableau suivant montre les résultats obtenus avant et après les campagnes de mesure sur les disques présentées au Chapitre 4, prouvant la stabilité de l'alignement.

Tableau-A I-2 Résultats de la vérification de l'alignement du diffractomètre Proto

Identification :	Vérification 1 (12 janvier 2012)	Vérification 2 (20 avril 2012)
Mesure 1 (MPa) :	5,75	6,87
Mesure 2 (MPa) :	14,37	12,68
Mesure 3 (MPa) :	5,19	11,65
Mesure 4 (MPa) :	17,89	8,64
Mesure 5 (MPa) :	5,15	15,05
Moyenne :	9,67	10,98
Écart-type :	6,03	3,25

### *Corrections LPA*

Plusieurs phénomènes physiques peuvent affecter l'intensité du faisceau diffracté. En général, cette intensité est affectée différemment dépendamment de la position angulaire et les pics de diffraction détectés peuvent par le fait même être déformés. Les données brutes de diffraction doivent alors être corrigées par un facteur qui est fonction de l'angle sur le détecteur avant de procéder à la localisation des pics. Ce facteur correctif est appelé facteur LPA dans la littérature (pour *Lorentz Polarization Absorption*). Il est en fait composé de trois termes associés à trois phénomènes physiques distincts. Le premier facteur, la correction de Lorentz, n'est en fait qu'un facteur trigonométrique qui corrige l'intensité des pics de diffraction en fonction de l'angle (Cullity, 1956). Le deuxième facteur est lié au fait que les

rayons X sont polarisés par la diffraction et cela affecte également l'intensité des pics en fonction de l'angle. Le dernier terme provient du fait que les rayons X sont en partie absorbés par l'échantillon. L'absorption varie en fonction de l'angle d'inclinaison car la distance parcourue dans le matériau n'est pas la même. L'intensité des pics doit donc être corrigée pour ce phénomène également. Le facteur LPA combinant ces trois effets est implanté dans le logiciel du diffractomètre. Il peut être désactivé au besoin. Il a été utilisé pour toutes les mesures de DRX présentées dans cette thèse.

### *Résolution de $\alpha_1$ et $\alpha_2$*

Lorsqu'un tube à rayons X est alimenté, plusieurs types de rayonnement sont produits. Pour la mesure de contraintes résiduelles dans les métaux usuels on utilise généralement les pics de diffraction  $\alpha_1$  et  $\alpha_2$ . Pour l'acier utilisé dans cette thèse, ces deux pics surviennent à des angles très rapprochés et il n'est pas possible de les différencier pour les conditions de diffraction utilisées, et ce peu importe la microstructure sous étude. Les pics observés sont donc une combinaison des deux pics  $\alpha$  et aucune correction n'est nécessaire. Mentionnons au passage que la radiation  $\beta$  de plus faible intensité et moins intéressante pour la mesure de contraintes est bloquée par des filtres de vanadium montés directement devant les détecteurs.

### *Effet de la courbure de surface*

Les équations reliant la position des pics de diffraction à la contrainte résiduelle qui sont implantées dans le logiciel du diffractomètre sont parfaitement valides dans le cas d'une mesure sur surface plane. Une certaine erreur est donc introduite pour la mesure sur la surface extérieure courbée des disques. Cependant, cette erreur est négligeable ici pour trois raisons. Premièrement, les courbures semblent trop faibles pour les deux géométries de disque pour causer une erreur significative (François *et al.*, 1996). Deuxièmement, la surface de l'échantillon devient pratiquement plane après quelques pas de mesure dû à la méthode d'enlèvement de matière décrite plus loin. Finalement, le plus petit diaphragme disponible (1 mm) a été utilisé pour toutes les mesures de contraintes résiduelles. Cela réduit la sensibilité de la méthode à l'effet de courbure. Malgré tout, des disques considérés sans contraintes résiduelles à cœur ont quand même été mesurés afin de vérifier que cette erreur est négligeable (section 3.8.1).

Dans le cas des mesures DRX faites à la surface des éprouvettes de fatigue, les erreurs introduites sont plus importantes étant donnée la faible courbure. Le rapport entre le diamètre de la zone irradiée et le rayon de courbure était d'environ 0,75 dans le cas du diaphragme circulaire de 1 mm utilisé sur les éprouvettes de fatigue axiale (les plus petites). Ce genre d'erreur est difficile à corriger (François *et al.*, 1996). Heureusement, Berruti et Gola (2003) ont montré expérimentalement que les erreurs liées à la courbure peuvent être considérées faibles pour ce genre de ratio (de l'ordre de 30 MPa tout au plus).

### *Effets métallurgiques*

En théorie, la méthode de mesure des  $\sin^2\Psi$  utilisée tout au long de cette thèse n'est valide que si la mesure est effectuée dans un matériau à grains fins et orientés aléatoirement (sans texture cristallographique). Une taille de grain trop grossière se traduit en général par une forte dispersion dans le graphique  $d$  vs  $\sin^2\Psi$  rendant difficile la détermination précise de la pente de la droite passant à travers ces points. Cette source d'erreur est négligeable dans le cadre de cette thèse car toutes les mesures sont effectuées dans des structures martensitiques relativement fines. D'un autre côté, la présence de texture se traduit par des oscillations dans ce même graphique. Dans la très grande majorité des cas, aucune oscillation n'a été observée et donc aucune correction pour des effets de texture ou autre n'est utilisée. Ce genre de problème n'a été observé que pour un seul disque comme montré au Chapitre 3.

### *Effets liés à la pénétration des rayons X dans un gradient de contraintes*

Comme énoncé plus tôt, la pénétration des rayons X dans les métaux usuels est de quelques dizaines de microns tout au plus et est particulièrement faible pour l'acier (Prevéy, 1986). Si les contraintes résiduelles varient de façon significative sur cette profondeur, une correction supplémentaire doit être appliquée pour tenir compte de cet effet. Ces corrections considèrent le fait que les rayons X sont absorbés de façon exponentielle dans l'échantillon et nécessitent la connaissance d'un coefficient d'absorption propre au matériau sous étude (Prevéy, 1986; SAE International, 2003; Ricardo, D'Incau et Scardi, 2007). Elles sont négligeables dans le cas de la mesure dans des pièces d'acier traitées par induction étant donné que le gradient des contraintes est relativement faible vis-à-vis cette profondeur de pénétration en s'étendant sur des distances de l'ordre du millimètre. Aucune correction pour la pénétration des rayons X n'est donc utilisé dans ce projet sauf pour les mesures des contraintes résiduelles d'usinage dans les éprouvettes de fatigue comme expliqué précédemment.

### *Estimation de l'erreur de mesure générale*

L'erreur de mesure du système DRX doit être estimée afin de pouvoir mieux juger des différences entre les profils de contraintes résiduelles. On considère généralement que la précision d'un système de mesure est composée de deux composantes : la justesse et la fidélité (Tahan, 2005). Par justesse, on entend l'écart systématique entre la moyenne des mesures et la valeur vraie tandis que la fidélité est l'erreur aléatoire autour de cette moyenne. Dans le cadre des mesures par DRX, la justesse peut être estimée à l'aide des mesures effectuées sur des échantillons de poudre de fer qui sont considérés exempts de contraintes résiduelles. La moyenne de 30 mesures échelonnées sur une période de six mois a été de 3 MPa pour la machine de l'ÉTS. Pour estimer la composante de fidélité, la contrainte résiduelle à une certaine profondeur d'un disque de 48 mm en AMS6414 a été mesurée à quinze reprises sur une période de deux jours en utilisant exactement les mêmes paramètres de diffraction que pour les autres disques. Le disque a été repositionné selon les trois axes avant chaque mesure pour inclure l'erreur liée au positionnement. L'écart-type ainsi obtenu est de 17 MPa. En supposant une distribution normale ainsi qu'un niveau de confiance de

95,45 % ( $\pm 2$  écart-types), on obtient une erreur de fidélité de 34 MPa. Pour résumé, le système DRX aurait donc une précision totale estimée grossièrement à  $\pm 37$  MPa pour les mesures dans ce matériau et sous ces conditions de diffraction. Cette valeur est tout à fait comparable aux estimations présentées dans la littérature pour des mesures dans l'acier (Farrell et MacGregor, 2008; Coupard *et al.*, 2008). Par contre, à cette erreur il faudrait ajouter une composante liée aux incertitudes sur les corrections pour la variation de constante élastique et pour l'enlèvement de matière qui sont elles plus difficiles à évaluer.

En terminant, il convient de mentionner que le logiciel de la machine fournit aussi le résultat d'un calcul d'erreur avec chaque résultat de mesure. Par contre, les détails des calculs de cette erreur sont inaccessibles à l'utilisateur. Il s'agit probablement du calcul de la composante d'erreur liée uniquement au lissage linéaire des données dans le graphique  $d$  vs  $\sin^2\Psi$ . Comme expliqué dans la littérature (SAE International, 2003), la présence d'une composante de cisaillement entraîne automatiquement une forme elliptique dans ce graphique. Dans ce cas, la routine du logiciel calcule une erreur clairement exagérée. Pour toutes ces raisons, cette erreur fournie par le logiciel n'est pas prise en compte pour les mesures de cette thèse.

#### *Effets de la limitation de $\beta_{\max}$ pour la détermination des profils en profondeur*

L'utilisation de la DRX pour la mesure de profil de contraintes résiduelles en profondeur pose quelques défis, notamment à cause de l'accès restreint des faisceaux de rayons X. En réalité, pour permettre la mesure, le faisceau de rayons X provenant de la source doit pouvoir atteindre la surface au fond de la poche d'électropolissage et les détecteurs doivent être en mesure de recevoir le faisceau diffracté. Cela limite la profondeur maximale qu'il est possible d'atteindre avec une certaine géométrie de poche et sous certaines conditions de diffraction. Les angles typiquement retenus pour le cas idéal des mesures sur des surfaces planes peuvent couvrir jusqu'à  $\Psi = \pm 45^\circ$ . La profondeur maximale visée pour les mesures de ce chapitre étant d'environ 2 mm au fond des poches de forme rectangulaire, un calcul trigonométrique permet de déterminer que les angles  $\Psi$  retenus pour les mesures doivent être limités à environ  $30^\circ$  pour l'acier AMS6414 (ce qui correspond à un angle  $\beta$  maximal de  $18^\circ$  comme permet de le déduire les équations présentées au Chapitre 3).

Afin de vérifier l'impact de ce déplacement limité en  $\Psi$  sur la précision des mesures, des mesures ont été répétées au même endroit en utilisant deux séries d'angles. Pour ce faire, un disque induit composé du même acier et poli jusqu'à une profondeur de 0,75 mm a été utilisé. Pour les deux séries d'angles, les positions intermédiaires entre les positions maximales ont été choisies afin d'obtenir un espacement relativement constant entre les points sur l'axe  $\sin^2\Psi$ . Le Tableau-A I-3 compare les résultats de cinq mesures faites en utilisant 11 angles  $\beta$  dits réguliers ( $\pm 30,0^\circ$ ,  $\pm 23,4^\circ$ ,  $\pm 16,2^\circ$ ,  $\pm 11,9^\circ$ ,  $\pm 7,6^\circ$ ,  $0,0^\circ$ ) à cinq mesures faites au même endroit en utilisant des angles limités en inclinaison ( $\pm 18,0^\circ$ ,  $\pm 17,3^\circ$ ,  $\pm 15,1^\circ$ ,  $\pm 12,0^\circ$ ,  $\pm 6,4^\circ$ ,  $0,0^\circ$ ). Les autres paramètres de diffraction sont les mêmes que ceux utilisés pour la mesure en zone durcie (Chapitre 3). Le gain a été vérifié avant chaque mesure et réajusté au besoin pour tenir compte de la variation du bruit de fond.

La position du disque sur la table est restée constante pour toutes les mesures afin d'isoler l'effet du changement des angles de diffraction seulement.

Tableau-A I-3 Effet de la limitation de l'angle d'inclinaison sur les résultats de DRX

<b>Angles:</b>	<b>Réguliers</b>	<b>Limités</b>
Mesure 1 (MPa):	-375,17	-385,88
Mesure 2 (MPa):	-371,68	-378,29
Mesure 3 (MPa):	-381,63	-382,11
Mesure 4 (MPa):	-371,78	-382,23
Mesure 5 (MPa):	-378,20	-381,56
Moyenne :	-375,69	-382,01
Étendue :	9,95	7,59
Écart-type :	4,28	2,70

La comparaison des deux moyennes montre clairement que la limitation de l'angle d'inclinaison maximal a un impact mineur sur les résultats dans ce cas parfaitement représentatif des mesures de la thèse. Les angles limités ont donc pu être utilisés pour toutes les mesures sans introduire une erreur significative. Les mesures effectuées avec les angles réduits présentent même moins de dispersion que les mesures avec les angles réguliers. Cela pourrait être explicable par une usure du rail de l'axe  $\beta$ . En fait, aux angles  $\beta$  élevés la gravité ne plaque plus nécessairement la tête mobile du goniomètre sur un côté de l'axe circulaire et donc la présence d'un jeu dans le rail de guidage pourrait potentiellement avoir plus d'impact sur les résultats dans ce cas.

## ANNEXE II

### DÉVELOPPEMENT DE LA MÉTHODE D'ENLÈVEMENT DE MATIÈRE POUR LA DRX

#### *Paramètres d'électropolissage*

La solution électrolytique utilisée tout au long de ce projet est de l'eau salée. Cet électrolyte a été choisi car il fonctionne bien pour l'acier, est facilement accessible et ne présente pratiquement aucun danger d'un point de vue manipulation en laboratoire. La concentration a été fixée à 30 g de NaCl par litre d'eau. La solution a été changée au début de chaque journée de travail et parfois durant cette dernière (au besoin).

L'électropolisseur de l'ÉTS permet un contrôle de la tension entre l'électrode et l'échantillon. Tous les polissages ont été effectués à 50 V (courant continu). L'ampérage délivré par la machine est fonction des autres paramètres (tension demandée, électrolyte utilisé, géométrie de la zone de polissage, etc.). Les ampérages observés varient environ entre 0,60 et 0,71 A et entre 0,40 et 0,48 A pour les disques de diamètre 48 et 106 mm respectivement. À tension constante, l'ampérage tend naturellement à diminuer avec la profondeur, principalement dû à l'augmentation de la distance entre le bout de l'électrode et la surface de l'échantillon.

Le bouton de contrôle du débit de la pompe a été fixé à la position 5,5 pour tous les polissages. Le temps de polissage utilisé dépendait de la profondeur. Pour le premier point près de la surface, un temps de polissage de quelques secondes a été utilisé afin d'enlever seulement la fine couche d'oxydation formée en surface lors de l'induction. Pour les autres points de mesure, de un à quatre polissages de 90 s étaient utilisés pour chaque couche. La surface polie a été nettoyée à l'acétone et séchée au jet d'air entre chaque étape. Il est préférable d'utiliser plusieurs étapes pour les longs polissages pour favoriser un enlèvement uniforme en fond de poche. Plus la profondeur est élevée, plus le nombre de polissages doit être augmenté pour enlever la même épaisseur de matériau. Les polissages de 90 s permettent d'enlever entre 100 et 200  $\mu\text{m}$  à chaque étape dans les deux géométries de disque.

Plusieurs embouts de polissage sont disponibles avec cette machine. Ils permettent un contrôle de la forme et de la taille de la zone polie sur des surfaces planes. Une résine et des outils de moulage sont également fournis pour fabriquer des embouts sur mesure pour n'importe quelle géométrie. Deux embouts de polissage ont ainsi été fabriqués pour polir une forme rectangulaire d'environ  $6 \times 3 \text{ mm}^2$  sur le rayon extérieur des deux géométries de disque. La poche de polissage est plus large dans la direction circonférentielle pour profiter de l'état axisymétrique des contraintes après tournage et induction. Ces embouts épousent parfaitement les rayons extérieurs ainsi qu'une partie des faces du dessus et du dessous des disques permettant ainsi un positionnement automatique selon l'épaisseur du disque. Une

marque sur chaque embout et sur les pièces à mesurer garantissait le positionnement correct selon la direction tangentielle d'un pas à l'autre.

### *Vérification des contraintes induites par l'électropolissage*

Afin de vérifier que la technique retenue n'introduit pas de contraintes résiduelles en elle-même, des mesures DRX ont été réalisées sur un échantillon du même acier (AMS6414) ayant subi un traitement de relaxation au four. Cela permet de vérifier que ce procédé d'électropolissage n'introduit pas de contraintes résiduelles supplémentaires au fil des enlèvements de matière. Pour fabriquer l'échantillon, un bout des barreaux restants après l'usinage des disques fut placé dans un four initialement à température de la pièce. Le four a ensuite été programmé pour monter progressivement en température jusqu'à 850 °C. À cette température, la limite élastique de l'acier est très faible et les mécanismes de fluage permettent de relaxer grandement les contraintes résiduelles. L'échantillon a été maintenu à cette température pour une heure et demie. L'alimentation des éléments chauffants a ensuite été coupée en conservant l'échantillon dans le four à porte fermée jusqu'à atteinte de la température de la pièce plusieurs heures après. Ce genre de procédure permet d'éviter le plus possible d'introduire des gradients thermiques dans l'échantillon lors du refroidissement; ce qui pourrait réintroduire des contraintes résiduelles. Pour terminer la préparation, une petite plaque mince d'environ 15 x 15 x 2 mm<sup>3</sup> a été prélevée dans la pièce d'acier relaxée pour tenter de relâcher mécaniquement les contraintes résiduelles n'ayant pas été éliminées par le traitement thermique. La Figure-A II-1 présente les résultats des mesures sur cet échantillon. La première mesure est faite directement sur la surface telle que tronçonnée. Les paramètres de diffraction sont semblables à ceux décrits au Chapitre 3 sauf pour la constante élastique qui a été fixé à 169 GPa pour ce test. La matière a été enlevée en utilisant un embout circulaire couvrant presque toute la surface de l'échantillon. Notons qu'aucune correction pour enlèvement de matière ou autre effet n'est utilisée sur cette figure. Les barres d'erreur sur le graphique sont estimées selon la valeur de l'annexe précédente ( $\pm 37$  MPa) et chaque point correspond à une seule mesure.



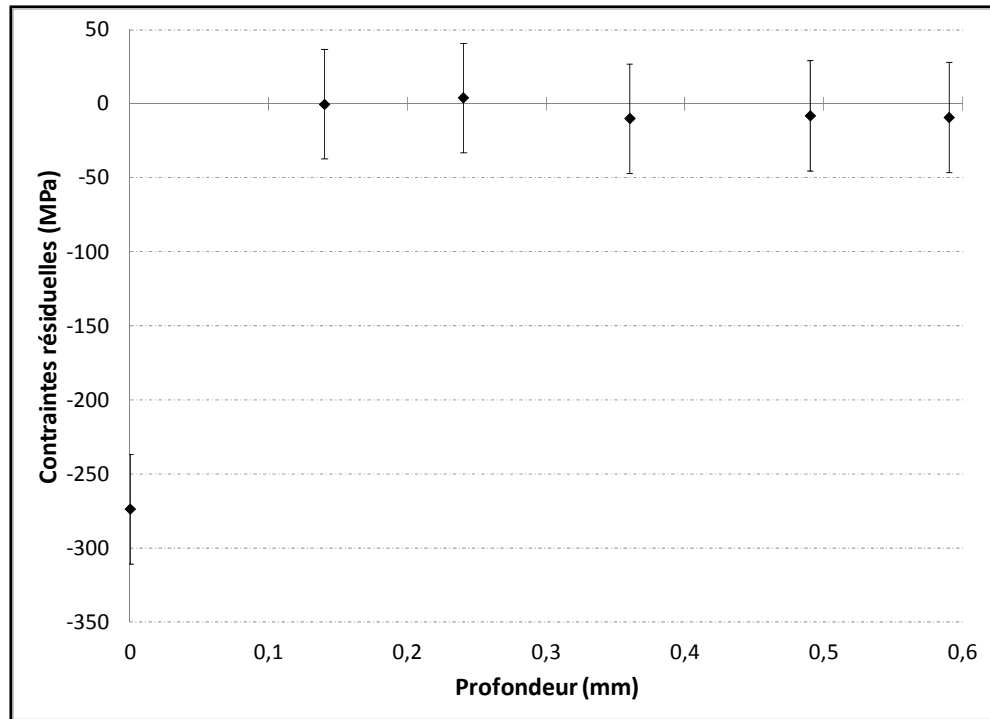


Figure-A II-1 Résultats des mesures DRX sur un échantillon relaxé

Les contraintes mesurées sont toutes pratiquement nulles sauf au point mesuré à la surface initiale. Il est normal de mesurer une contrainte résiduelle non nulle à cet endroit car le procédé de tronçonnage induit inévitablement de la déformation plastique très localisée dans la couche superficielle. Par contre, si l'échantillon était initialement exempt de contraintes résiduelles, les mesures doivent être à peu près nulles à partir d'une certaine profondeur (assez loin de la surface pour ne pas avoir été influencée par la coupe). Les résultats aux autres profondeurs suivent bien cette tendance et confirment que la méthode d'électropolissage utilisée n'introduit pas de contraintes supplémentaires dans l'échantillon. Si tel était le cas, des contraintes fictives s'éloignant de plus en plus de 0 MPa auraient été mesurées en profondeur. Précisons que la légère compression qui semble être mesurée à l'interne est probablement causée par la redistribution des contraintes locales de la surface après l'enlèvement de la première couche. Pour les quatre derniers pas, le débit de la pompe a été varié afin d'obtenir un aspect de la surface polie différents. Cela ne semble pas avoir d'impact sur la contrainte mesurée de toute évidence et confirme la robustesse de la technique d'enlèvement de matière utilisée.



### ANNEXE III

#### PROGRAMME UTILISÉ POUR LE CALCUL D'UNE MATRICE DE CORRECTION D'UN CYLINDRE LONG

/TITLE,STRESS\_LAYER\_DISC

!\*\*\*\*\* INFORMATIONS GÉNÉRALES \*\*\*\*\*

! Description: Ce programme permet d'estimer la quantité de contrainte qui est relâchée sous la surface par l'enlèvement d'une couche pour mesure par DRX. Les contraintes résiduelles fictives et arbitraires sont imposées par l'entremise d'un chargement thermique fictif.

! LES UNITÉS SONT LES SUIVANTES: mm, MPa  
! SYSTÈME DE COORDONNÉES CYLINDRIQUES  
! X = DIRECTION RADIALE  
! Y = DIRECTION TANGENTIELLE  
! Z = DIRECTION AXIALE

FINISH

/CLEAR

!=====PRÉPARATION DU MODÈLE=====

/PREP7 ! Module de préparation du modèle

! Paramètres géométriques fixes

rout=10 ! rayon extérieur (initial)

rin=5 ! rayon intérieur

rmes=7.3 ! rayon du point de mesure le plus profond

e=100.00 ! épaisseur du disque

! Paramètres du maillage

nx=0.115 ! Taille des éléments selon la direction radiale (mm) en zone grossière

nxf=0.05 ! Taille des éléments selon la direction radiale (mm) en zone de mesure

nz=351 ! Nombre de rangées de noeuds en z (direction axiale ou de l'épaisseur)

! Note: nz doit être un nombre impair pour avoir des nœuds à mi-épaisseur

! Paramètres du matériau pour l'analyse mécanique

EX=200000 ! Module d'élasticité (MPa)

NUXY=0.3 ! Coefficient de Poisson

ALPX=14e-6 ! Coefficient de dilatation thermique (1/C)

! Paramètre thermique

T=0 ! Température de référence (C)

DT=500 ! Température en surface (C) - Contrôle des contraintes résiduelles arbitraires

! Paramètre d'affichage

affichage=1 ! 1=contrainte tangentielle et 2=contrainte axiale

```
!*****
!===== ANALYSE THERMIQUE =====
!*****
```

! Propriétés thermiques du matériau 1 (Acier 4340)

MP,KXX,1,1 ! Conductivité thermique (W/mm\*K). Il s'agit d'une valeur arbitraire ici.

! Type d'élément

ET,1,PLANE55 ! Éléments thermiques plan à 4 nœuds

! Option axisymétrique

KEYOPT,1,3,1

! Création de la section du disque en 2 parties pour avoir des lignes radiales à diviser

RECTNG,rin,rmes,0,e

RECTNG,rmes,rout,0,e

! Fusionner et compresser les keypoints

NUMMRG,KP

NUMCMP,KP

ALLS ! Sélection de toutes les entités

!\*\*\*\*\*CONTRÔLE DU MAILLAGE STRUCTURÉ\*\*\*\*\*

! Sélection des lignes radiales et imposition du nombre d'éléments selon le rayon

LSEL,S,LOC,X,rin+0.000001,rmes-0.000001

LESIZE,ALL,nx

LSEL,all

LSEL,S,LOC,X,rmes+0.000001,rout-0.000001

LESIZE,ALL,nxf

! Sélection des lignes verticales et imposition du nombre d'éléments selon l'épaisseur

LSEL,ALL

LSEL,S,LOC,Y,0.000001,e-0.000001

LESIZE,ALL,,nz-1

!\*\*\*\*\*

! Maillage

ALLS ! Sélection de toutes les entités

MSHK,1 ! Option "MAPPED MESH" au lieu du maillage libre

MSHAPE,0,2D ! Forcer des quadrilatères 2D

AMESH,ALL ! Mailler toutes les aires  
 FINISH ! Sortie du module

!/eof ! Au besoin pour vérifier le maillage

!===== SOLUTION DU MODÈLE - ANALYSE THERMIQUE=====

/SOLU ! Module de solution

! Application du chargement thermique (astuce pour introduire des CR)

! Sélection de tous les nœuds de la pièce

NSEL,all

! Imposition d'une température nulle de référence

D,ALL,TEMP,T

! Note: cette étape est nécessaire car il s'agit d'une analyse en régime permanent

! Tous les nœuds qui ne seront pas sélectionnés par la suite resteront donc à T=0

! Sélection des nœuds voulus

NSEL,all

NSEL,S,LOC,x,rms,rout

! Imposition d'une élévation de température fictive

D,ALL,TEMP,DT

ALLS ! Sélection de toutes les entités (disque complet)

SOLVE ! Calcul du profil de température à l'équilibre

FINISH ! Sortie du module

!===== VISUALISATION - ANALYSE THERMIQUE=====

! Cette portion du programme ne sert qu'à vérifier le profil de température imposé

/POST1 ! Module postprocesseur

! Visualiser les températures aux nœuds

PLNSOL,TEMP

!/eof ! METTRE EN COMMENTAIRE POUR EFFECTUER L'ANALYSE MÉCANIQUE

!\*\*\*\*\*

!===== ANALYSE MÉCANIQUE =====

!\*\*\*\*\*

/PREP7 ! Module de préparation du modèle

! Changement du type d'élément

ET,1,PLANE182 ! Éléments structuraux plan à 4 nœuds

! Option axisymétrique

KEYOPT,1,3,1

! Propriétés mécaniques du matériau 1

```

MP,EX,1,EX    ! Module d'élasticité (MPa)
MP,NUXY,1,NUXY  ! Coefficient de Poisson
MP,ALPX,1,ALPX  ! Coefficient de dilatation thermique (1/C)

!===== SOLUTION DU MODÈLE - ANALYSE MÉCANIQUE=====
/SOLU ! Module de solution

! Blocage arbitraire afin de prévenir les mouvements de corps rigide
! BLOCAGE AXIAL DE TY - Blocage d'un nœud au rin et sur la surface BOTTOM
NSEL,all
NSEL,S,LOC,X,rin
NSEL,R,LOC,Y,0
D,ALL,UY,0

! Importation des températures calculées lors de l'analyse thermique comme chargement
TREF,T          ! Température de référence (C)
ALLS            ! Sélection de toutes les entités
ldread,temp,,,,,rth ! rth représente l'extension des fichiers thermiques

ALLS    ! Sélection de toutes les entités (disque complet)
SOLVE   ! Calcul de l'état des contraintes résiduelles initial à l'équilibre
FINISH  ! Sortie du module

!*****
!=====VISUALISATION DES CONTRAINTES INITIALES =====
!*****
/POST1 ! Module postprocesseur

! Visualiser des contraintes tangentielles ou axiales selon le cas
*IF,affichage,EQ,1,THEN
PLNSOL,S,Z
*ENDIF
*IF,affichage,EQ,2,THEN
PLNSOL,S,Y
*ENDIF

!/eof ! au besoin

! Extraire les données utiles
! Activer les résultats à tous les nœuds (même internes)
/GRAPHICS,FULL
! Sélection des nœuds à mi-épaisseur
NSEL,S,LOC,Y,e/2
! Création des fichiers des contraintes et des nœuds
PRNSOL,S

```

NLIST

/eof

!\*\*\*\*\*

! CETTE PORTION DU PROGRAMME EST EXÉCUTÉE MANUELLEMENT POUR  
CHAQUE PAS DE MESURE UN PAR UN

!===== RELAXATION DES CONTRAINTES =====

!\*\*\*\*\*

! Note: Pour chaque exécution le point de départ est le pas de mesure précédent

/PREP7

! Paramètre de position

ractuel=9.80

/SOLU

! Sélection des nœuds restants après "polissage"

ALLS

NSEL,S,LOC,x,rin,ractuel

! Sélection des éléments associés à ces nœuds

ESLN,S,1

SOLVE ! Calcul de l'état des contraintes résiduelles après enlèvement de matière

finish ! Sortie du module solution

/POST1

! Visualiser des contraintes tangentiellles ou axiales selon le cas

\*IF,affichage,EQ,1,THEN

PLNSOL,S,Z

\*ENDIF

\*IF,affichage,EQ,2,THEN

PLNSOL,S,Y

\*ENDIF

! Activer les résultats à tous les nœuds (même internes)

/GRAPHICS,FULL

! Sélection des nœuds à mi-épaisseur et restants

NSEL,S,LOC,Y,e/2

NSEL,R,LOC,X,rin,ractuel

! Création des fichiers des contraintes et des nœuds

PRNSOL,S

NLIST





## ANNEXE IV

### **SIMULATION DE LA REDISTRIBUTION DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES APRÈS COUPE DES DISQUES EN DEUX MOITIÉS ÉGALES**

Comme il a été expliqué dans la thèse, l'application de la méthode des contours nécessite de couper les disques en deux moitiés égales. Or, cette étape modifie les contraintes résiduelles à proximité de la coupe dans le matériau restant; en particulier dans la direction tangentielle. Dans un autre ordre d'idées, il peut être intéressant de réutiliser un disque déjà coupé pour la méthode des contours pour faire des mesures avec la méthode DRX afin de maximiser l'utilisation des échantillons et de pouvoir comparer directement les deux méthodes sur le même échantillon. Il s'avère donc nécessaire de vérifier si cela est possible pour les deux géométries de disque utilisées dans ce projet. Cette section décrit les simulations par éléments finis mises en œuvre afin de vérifier cet aspect.

#### *Méthodologie utilisée*

L'approche consiste à introduire dans un modèle d'éléments finis des contraintes résiduelles de type gradient compression/tension s'approchant grandement de celles qui sont retrouvées après un traitement superficiel par induction en termes de profondeur affectée et d'amplitude. Les nœuds et éléments se trouvant sur la moitié à enlever sont ensuite désactivés avant de relancer une solution du modèle et de permettre ainsi la redistribution des contraintes résiduelles (d'une façon semblable aux pas de calcul pour obtenir des matrices de correction pour enlèvement de matière). Deux modèles représentant les deux géométries de disque ont ainsi été construits en utilisant des éléments de type brique à huit nœuds et le logiciel commercial ANSYS®. Le comportement matériau est supposé purement élastique comme dans le cas de la méthode de correction pour enlèvement de matière. Les propriétés du matériau sont celles de l'acier ( $E = 200 \text{ GPa}$ ,  $\nu = 0,3$ ). Encore une fois, les blocages des modèles (concentrés au rayon interne sur la moitié qui est conservée) sont choisis judicieusement pour ne bloquer que les mouvements de corps rigide et résultent donc en des forces de réaction nulles avant et après la « coupe » (relaxation libre dans l'espace). Les profils des contraintes résiduelles à la position radiale se trouvant à 90 degrés de la coupe ont été relevés avant et après l'opération pour pouvoir juger si une éventuelle mesure par DRX à cet endroit sur un demi-disque serait valide. L'expérience a été répétée avec plusieurs maillages de plus en plus raffinés jusqu'à obtention de la convergence. Les maillages finaux comportaient 115488 et 194595 éléments pour les disques de diamètre 48 et 106 mm respectivement. La Figure-A IV-1 montre le dernier modèle utilisé (le plus raffiné) pour le petit disque. Dans ce cas, le maillage a été raffiné sur  $\pm 20^\circ$  dans la zone d'intérêt. Des équations de couplage ont été construites aux interfaces entre la zone fine et la zone grossière afin de gérer les nœuds du côté fin qui arrivent au centre des éléments de l'autre côté.

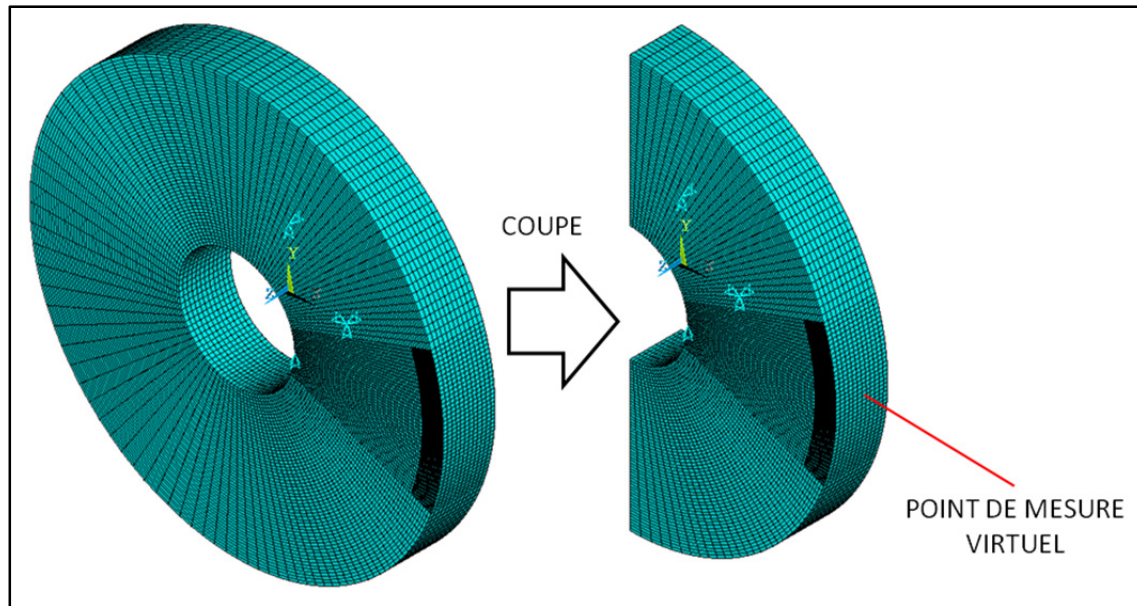


Figure-A IV-1 Maillage par éléments finis du disque de 48 mm avant et après simulation d'une coupe en deux moitiés égales

#### *Résultats pour le disque de 48 mm*

L'introduction des contraintes résiduelles initiales dans ce cas s'est faite par l'entremise d'un chargement thermique fictif permettant un contrôle des zones de compression et de tension par un choix judicieux des températures imposées aux différentes zones. La Figure-A IV-2 compare les contraintes résiduelles tangentielles ( $\sigma_\theta$ ) et axiales ( $\sigma_z$ ) à mi-épaisseur et à 90 degrés de la coupe (voir la figure précédente) avant et après redistribution des contraintes. Rappelons que le rayon de 24 mm correspond au rayon extérieur sur ce disque.

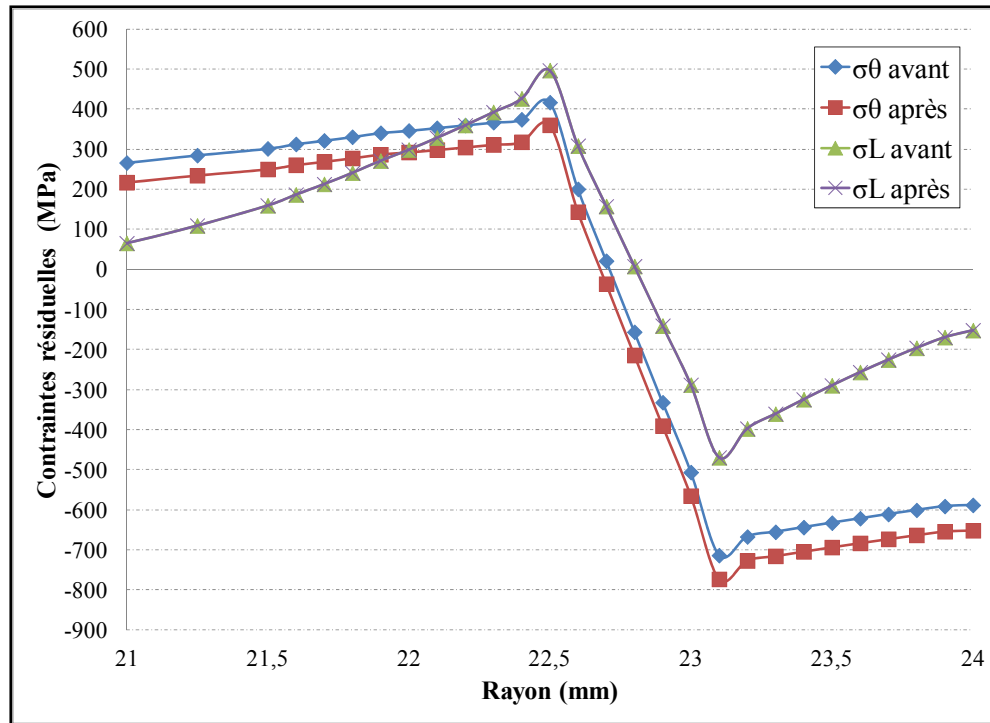


Figure-A IV-2 Redistribut on des contraintes dues à la coupe d'un disque  
(D = 48 mm)

Tout d'abord, les résultats montrent clairement qu'il n'y a absolument aucune redistribution des contraintes résiduelles associée à cette coupe dans la direction axiale. Ce résultat n'est pas surprenant étant donné que les contraintes ne sont pas relâchées directement dans cette direction. Ensuite, une redistribution notable des contraintes résiduelles variant de 50 à 60 MPa environ est observée dans la direction tangentielle. L'amplitude exacte de cette relaxation dépend bien évidemment de la position radiale ainsi que du profil des contraintes qui sont relâchées. Il est donc impossible de corriger précisément les profils mesurés dans les pièces réelles sans connaître la distribution complète de la contrainte tangentielle le long du plan de coupe (en 2D). Cet exemple indique qu'il est plus prudent de mesurer des contraintes résiduelles par DRX à la surface de disques de 48 mm entiers; ce qui a été fait pour toutes les mesures de diffraction de cette thèse ayant cette géométrie. En terminant, la Figure-A IV-3 montre le modèle après redistribution des contraintes résiduelles en exagérant les déplacements pour faciliter la visualisation. Il est intéressant de constater sur cette figure que la déformée prédite par éléments finis au plan de coupe ressemble énormément à ce qui a été mesuré pour la méthode des contours dans des disques réels après traitement par induction (voir Chapitre 3).

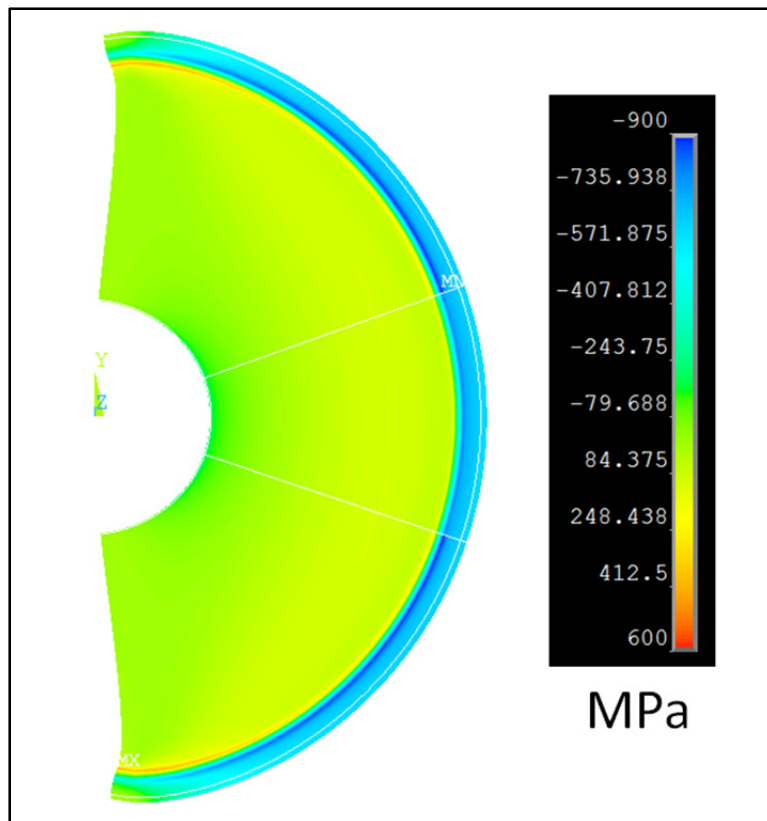


Figure-A IV-3 État des contraintes résiduelles tangentielles après coupe du disque de 48 mm (déplacements exagérés pour faciliter la visualisation)

#### Résultats pour le disque de 106 mm

Le même type d'analyse a aussi été réalisé pour le disque de diamètre 106 mm afin de diriger la campagne de mesure. Des contraintes résiduelles initiales typiques d'un traitement par induction ont été introduites par l'entremise de la commande *INISTATE* dans ANSYS® et sont principalement en direction tangentielle dans ce cas. Les contraintes axiales ne sont pas analysées pour ce disque compte tenu des résultats présentés à la section précédente. La Figure-A IV-4 montre les profils des contraintes résiduelles tangentielles à mi-épaisseur avant et après simulation de la coupe.

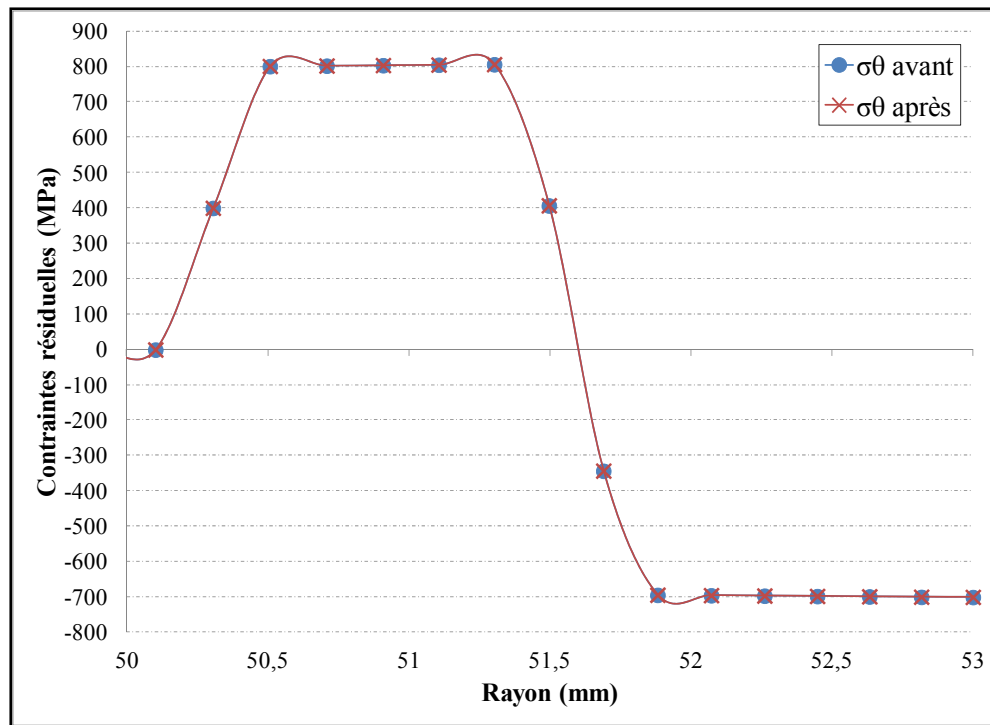


Figure-A IV-4 Redistribution des contraintes résiduelles due à la coupe du disque de 106 mm

Les résultats indiquent clairement que la redistribution du profil des contraintes résiduelles tangentielles est négligeable à  $90^\circ$  de la coupe et près de la surface extérieure pour cette géométrie de disque. Les mesures par DRX peuvent donc être effectuées sans problème après application de la méthode des contours. Les mêmes conclusions ont été obtenues en observant l'évolution des contraintes tangentielles partout sur une cartographie 2D au plan à  $90^\circ$  comme montré sur la Figure-A IV-5. Il s'agit des résultats donnés par ANSYS® mis sous forme graphique avec MATLAB®. La figure permet également de montrer le raffinement progressif du maillage par éléments finis près de la zone d'intérêt (le rayon extérieur est à droite sur les cartographies).

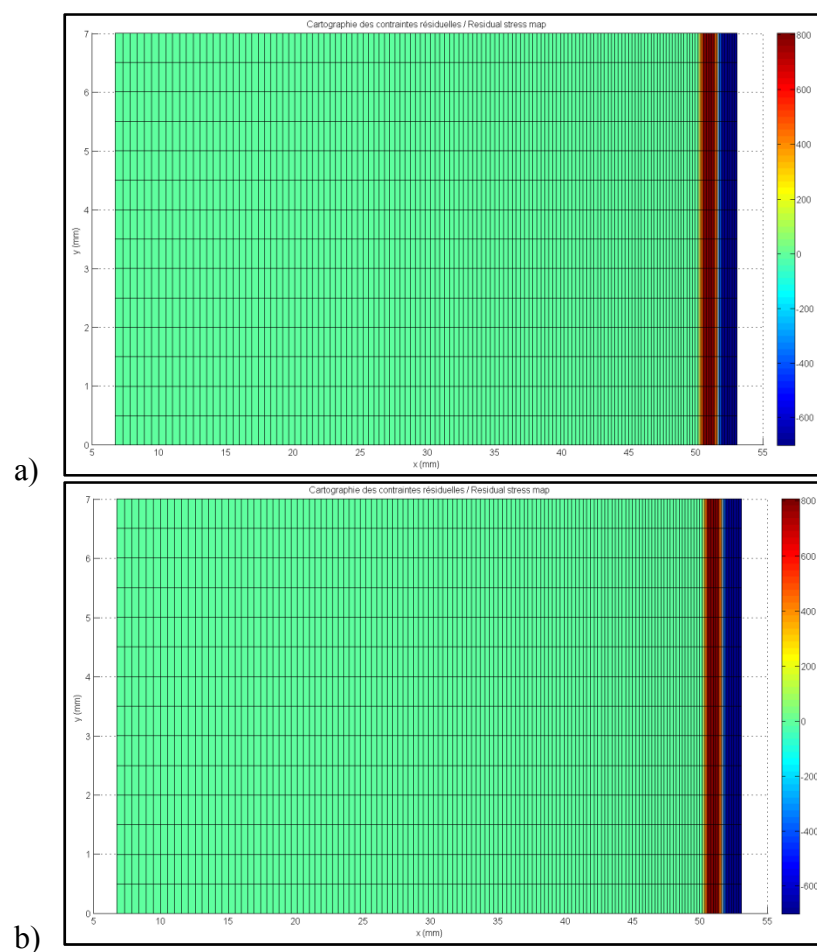


Figure-A IV-5 Évolution de  $\sigma_\theta$  prédite par éléments finis au plan vis-à-vis d'éventuelles mesures par DRX (à 90 ° de la coupe) : a) initiale et b) après coupe virtuelle. La zone simulant les contraintes d'une couche induite est à droite

## ANNEXE V

### PROGRAMMES UTILISÉS POUR LA MÉTHODE DES CONTOURS

#### *Traitement\_CMM\_deuxbords.m (pour MATLAB®)*

```
% clear all
% close all
% clc

% Nom: Traitement_CMM_deuxbords
% CAMPAGNE: Cylindres plats
% Programmeur: Vincent Savaria
% Date: 3 août 2009
% École de technologie supérieure
% Description:
% Ce programme permet de faire le lien entre les fichiers de sortie après
% nivelage dans POLYWORKS et le programme d'éléments finis ANSYS. Il
% fait la réorganisation, le filtrage, le lissage et la visualisation des
% données des contours mesurés (incluant les calculs de la qualité du
% lissage).
% La distance "d" entre les points mesurés et le bord doit être constante
% sur tout le pourtour de la section
%
% ATTENTION: Toujours vérifier visuellement la qualité du lissage et bien
% définir les paramètres et les matrices des points de comparaison en
% entrée
% (sideA_d ,sideA_g ,sideB_d et sideB_g) avant d'exécuter le programme.

%=====

% ***** 1 - Définir les 4 matrices en entrée*****
% Ces matrices ne doivent PAS contenir les points non mesurés des bords
% Forme: xthéorique ythéorique zmesuré (une ligne = 1 point)
% Pour initialisation:
% sideA_d=0;
% sideA_g=0;
% sideB_d=0;
% sideB_g=0;

%=====

% ***** 2 - Définition des paramètres de l'analyse: *****
nx=158 ; % Nombre de points mesurés en X
ny=23 ; % Nombre de points mesurés en Y
rout=53; % Rayon extérieur
rin=6.75; % Rayon intérieur
t=7; % Épaisseur du disque
d=0.291 ; % Espacement (mm) entre le bord de la pièce et la
lière rangée de point en X et Y
inx=((rout-rin)-2*d)/(nx-1); % Calcul de la distance en x entre chaque
point mesuré
```

```

iny=(t-2*d)/(ny-1);           % Calcul de la distance en y entre chaque
point mesuré
ntpm=nx*ny                     % Nombre total de points mesurés physiquement par
surface
ntpc=2*(ny+2)+2*nx            %Calcul du nombre total de points sur le contour non
mesurés physiquement
ntp=ntpm+ntpc                  % Nombre total de points dans la grille finale
p=0.95;                        % Paramètre de lissage choisi entre 0 (droites) et 1
(interpolation)
% NOTE: p=1 revient à utiliser les données filtrées seulement (sans
lissage)

%=====
% ***** 3- Inversion selon y sur les nuages sideB: *****
% Cette étape est nécessaire pour qu'il y ait correspondance entre les
% points mesurés sur les deux faces

% CÔTÉ DROIT
% Initialisation de la matrice sideB_d_inv à réorganiser
sideB_d_inv=zeros(ntpm,3);
% Assignment des valeurs en x et y des points comme sideB
sideB_d_inv(:,1)=sideB_d(:,1); % les x
sideB_d_inv(:,2)=sideB_d(:,2); % les y
% Boucle d'inversion des valeurs mesurées en z pour avoir une grille
commune
start=1; % Compteur indiquant le numéro du point au début de la colonne
fin=ny;  % Compteur indiquant le numéro du dernier point de la colonne
for i = 1:nx % Pour toutes les colonnes
    for j = 1:ny % Pour toutes les lignes dans cette colonne
        % Replacer les valeurs mesurées en z vis-à-vis le bon couple (x,y)
        sideB_d_inv(start+(j-1),3)=sideB_d(fin-(j-1),3);
    end
    start=(i*ny)+1; % Nouvelle valeur de départ pour la prochaine
colonne
    fin=start+(ny-1); % Nouvelle valeur de fin pour la prochaine colonne
end

% CÔTÉ GAUCHE
% Initialisation de la matrice sideB_g_inv à réorganiser
sideB_g_inv=zeros(ntpm,3);
% Assignment des valeurs en x et y des points comme sideB
sideB_g_inv(:,1)=sideB_g(:,1); % les x
sideB_g_inv(:,2)=sideB_g(:,2); % les y
% Boucle d'inversion des valeurs mesurée en z pour avoir une grille
commune
start=1; % Compteur indiquant le numéro du point au début de la colonne
fin=ny;  % Compteur indiquant le numéro du dernier point de la colonne
for i = 1:nx % Pour toutes les colonnes
    for j = 1:ny % Pour toutes les lignes dans cette colonne
        % Replacer les valeurs mesurées en z vis-à-vis le bon couple (x,y)
        sideB_g_inv(start+(j-1),3)=sideB_g(fin-(j-1),3);
    end
    start=(i*ny)+1; % Nouvelle valeur de départ pour la prochaine
colonne
    fin=start+(ny-1); % Nouvelle valeur de fin pour la prochaine colonne

```



```

end

%=====
% ***** 4- Moyenne des deux moitiés pour chaque côté *****
% Note: cela permet d'éliminer les erreurs dues aux composantes de
% cisaillement relâchées durant la coupe et ayant causé un déplacement
% anti-symétrique sur les deux contours mesurés

% CÔTÉ DROIT
data_d=(sideA_d+sideB_d_inv)/2;

% CÔTÉ GAUCHE
% Note: les valeurs en x et y ne sont pas les mêmes que pour les surfaces
% de droite mais l'ordre des valeurs correspond exactement aux mêmes
points
% pour les valeurs en z (et donc une moyenne point à point est possible)
% Initialisation et assignation des bonnes coordonnées en x et y
data_g=zeros(ntpm,3);
data_g(:,1)=data_d(:,1);
data_g(:,2)=data_d(:,2);
% Moyenne des données en z pour les deux moitiés de gauche
data_g(:,3)=(sideA_g(:,3)+sideB_g_inv(:,3))/2;

% MOYENNE DES 4 SURFACES MESURÉES
data=(data_d+data_g)/2;

%=====
% ***** 5- Afficher le contour brut *****
% Définition de la plage de valeurs selon x
x=d:inx:(rout-rin)-d;
% Définition de la plage de valeurs selon y
y=d:iny:(t-d);
% Construction automatique d'une grille X et Y
[X,Y]=meshgrid(x,y);
% Réorganiser les données pour bâtir le tableau Z
% Initialisation de la matrice Z
Z=zeros(ny,nx);
% Boucle sur tous les termes du tableau Z
for i = 1:nx % Pour toutes les colonnes
    for j = 1:ny % Pour toutes les lignes dans cette colonne
        % Calcul de la position du point en cours dans data
        pos=ny*(i-1)+j;
        % Assignation de la hauteur au bon endroit dans la matrice Z
        Z(j,i)=data(pos,3);
    end
end
end
%Affichage du profil moyenné sans lissage ni filtre
surf(X,Y,Z) % Graphique 3D en couleur de type surface
% meshz(X,Y,Z % Graphique avec continuité vers les z négatifs
% waterfall(X,Y,Z) % Graphique avec lignes de type cascade
view(-5,40) % Ajustement des angles azimut et élévation
title('Contour brut mesuré'); % Titre
xlabel('x (mm)'); % Nom de l'axe des x
ylabel('y (mm) '); % Nom de l'axe des y
zlabel('Hauteur mesurée (mm) '); % Nom de l'axe des z

```

```

%=====
% ***** 6- Application d'un filtre de moyennage au contour brut *****
%
% (moving average filtering)
% Cette première étape de lissage permet d'éliminer un peu de bruit dans
% les données. Le principe est de remplacer les valeurs en z par la
% moyenne des points aux alentours de ce même point.
% Initialisation de la nouvelle matrice des hauteurs
Z_filter=zeros(ny,nx);
% Moyenne de 9 points pour les données situées à l'intérieur du tableau
% Boucle sur tous les termes internes du tableau Z
for i = 2:nx-1          % Pour toutes les colonnes internes
    for j = 2:ny-1      % Pour toutes les lignes internes dans cette
        colonne
            % Extraction des données autour du point en cours
            z1=Z(j+1,i-1);
            z2=Z(j+1,i);
            z3=Z(j+1,i+1);
            z4=Z(j,i-1);
            z5=Z(j,i);      % Le point lui-même!
            z6=Z(j,i+1);
            z7=Z(j-1,i-1);
            z8=Z(j-1,i);
            z9=Z(j-1,i+1);
            % Moyenne des 9 hauteurs
            z_bar=(z1+z2+z3+z4+z5+z6+z7+z8+z9)/9;
            % Écriture le la nouvelle valeur filtrée
            Z_filter(j,i)=z_bar;
        end
    end
end

% Moyenne de 3 points pour les données situées sur les bords directement
% Contour SUD
for i = 2:nx-1          % Pour toutes les colonnes internes
    % Extraction des données autour du point en cours
    z1=Z(1,i-1);
    z2=Z(1,i);          % Le point lui-même!
    z3=Z(1,i+1);
    % Moyenne des 3 hauteurs
    z_bar=(z1+z2+z3)/3;
    % Écriture le la nouvelle valeur filtrée
    Z_filter(1,i)=z_bar;
end

% Contour NORD
for i = 2:nx-1          % Pour toutes les colonnes internes
    % Extraction des données autour du point en cours
    z1=Z(ny,i-1);
    z2=Z(ny,i);          % Le point lui-même!
    z3=Z(ny,i+1);
    % Moyenne des 3 hauteurs
    z_bar=(z1+z2+z3)/3;
    % Écriture le la nouvelle valeur filtrée
    Z_filter(ny,i)=z_bar;
end

```

```

% Contour OUEST
for j = 2:ny-1          % Pour toutes les lignes internes
    % Extraction des données autour du point en cours
    z1=Z(j-1,1);
    z2=Z(j,1);          % Le point lui-même!
    z3=Z(j+1,1);
    % Moyenne des 3 hauteurs
    z_bar=(z1+z2+z3)/3;
    % Écriture le la nouvelle valeur filtrée
    Z_filter(j,1)=z_bar;
end
% Contour EST
for j = 2:ny-1          % Pour toutes les lignes internes
    % Extraction des données autour du point en cours
    z1=Z(j-1,nx);
    z2=Z(j,nx);          % Le point lui-même!
    z3=Z(j+1,nx);
    % Moyenne des 3 hauteurs
    z_bar=(z1+z2+z3)/3;
    % Écriture le la nouvelle valeur filtrée
    Z_filter(j,nx)=z_bar;
end

% Traitement des 4 coins
% NOTE: Cette étape est très importante car un point aberrant au coin va
% causer 4 points aberrants plus loin après extrapolation et résulter en
% une erreur importante dans les contraintes finales calculées.
% PRINCIPE: Les deux points avant le coin sont utilisés pour passer une
% droite dans les deux directions (x et y) et on fait la moyenne des 2
% valeurs prédites vis-à-vis le coin lui-même. Les données déjà filtrées
% autour sont utilisées pour cette manipulation mathématique
% a- Coin supérieur droit
% Droite selon x
zun=Z_filter(ny,nx-2);
zdeu=Z_filter(ny,nx-1);
dz=zdeu-zun;
zpx=2*dz+zun; % Valeur prédite au coin par extrapolation linéaire
% Droite selon y
zun=Z_filter(ny-2,nx);
zdeu=Z_filter(ny-1,nx);
dz=zdeu-zun;
zpy=2*dz+zun; % Valeur prédite au coin par extrapolation linéaire
% Droite selon xy
zun=Z_filter(ny-2,nx-2);
zdeu=Z_filter(ny-1,nx-1);
dz=zdeu-zun;
zpxy=2*dz+zun; % Valeur prédite au coin par extrapolation linéaire
Z_filter(ny,nx)=(zpx+zpy+zpxy+Z(ny,nx))/4; % On conserve la moyenne des 4

% b- Coin inférieur droit
% Droite selon x
zun=Z_filter(1,nx-2);
zdeu=Z_filter(1,nx-1);
dz=zdeu-zun;
zpx=2*dz+zun; % Valeur prédite au coin par extrapolation linéaire

```

```

% Droite selon y
zun=Z_filter(3,nx);
zdeu=Z_filter(2,nx);
dz=zdeu-zun;
zpy=2*dz+zun; % Valeur prédite au coin par extrapolation linéaire
% Droite selon xy
zun=Z_filter(3,nx-2);
zdeu=Z_filter(2,nx-1);
dz=zdeu-zun;
zpxy=2*dz+zun; % Valeur prédite au coin par extrapolation linéaire
Z_filter(1,nx)=(zpx+zpy+zpxy+Z(1,nx))/4; % On conserve la moyenne des 4

% c- Coin supérieur gauche
% Droite selon x
zun=Z_filter(ny,3);
zdeu=Z_filter(ny,2);
dz=zdeu-zun;
zpx=2*dz+zun; % Valeur prédite au coin par extrapolation linéaire
% Droite selon y
zun=Z_filter(ny-2,1);
zdeu=Z_filter(ny-1,1);
dz=zdeu-zun;
zpy=2*dz+zun; % Valeur prédite au coin par extrapolation linéaire
% Droite selon xy
zun=Z_filter(ny-2,3);
zdeu=Z_filter(ny-1,2);
dz=zdeu-zun;
zpxy=2*dz+zun; % Valeur prédite au coin par extrapolation linéaire
Z_filter(ny,1)=(zpx+zpy+zpxy+Z(ny,1))/4; % On conserve la moyenne des 4

% d- Coin inférieur gauche
% Droite selon x
zun=Z_filter(1,3);
zdeu=Z_filter(1,2);
dz=zdeu-zun;
zpx=2*dz+zun; % Valeur prédite au coin par extrapolation linéaire
% Droite selon y
zun=Z_filter(3,1);
zdeu=Z_filter(2,1);
dz=zdeu-zun;
zpy=2*dz+zun; % Valeur prédite au coin par extrapolation linéaire
% Droite selon xy
zun=Z_filter(3,3);
zdeu=Z_filter(2,2);
dz=zdeu-zun;
zpxy=2*dz+zun; % Valeur prédite au coin par extrapolation linéaire
Z_filter(1,1)=(zpx+zpy+zpxy+Z(1,1))/4; % On conserve la moyenne des 4

% Verrouiller la fermeture des autres graphiques pour comparaison visuelle
hold on
% Ouvrir une nouvelle figure
figure
%Affichage du profil filtré
surf(X,Y,Z_filter) % Graphique 3D en couleur de type surface

```

```

% meshz(X,Y,Z          % Graphique avec continuité vers les z négatifs
% waterfall(X,Y,Z)     % Graphique avec lignes de type cascade
view(-5,40)            % Ajustement des angles azimuth et élévation
title('Contour filtré'); % Titre
xlabel('x (mm)');       % Nom de l'axe des x
ylabel('y (mm)');       % Nom de l'axe des y
zlabel('Hauteur mesurée après filtrage (mm)'); % Nom de l'axe des z

%=====
% ***** 7- Lissage du contour (data smoothing) *****
% Les fonctions utilisées sont des "bivariate cubic smoothing spline"
% La procédure est celle de l'exemple 2 de la fonction csaps de la "spline
% Toolbox"
% Attention ici la grille de sortie après l'opération de lissage aura une
% densité déterminée par les paramètres nxv et nyv

% Définition de l'étendue de la grille de points
% Note: linspace(a,b,n) génère un vecteur colonne de a à b avec n
% incréments (rappel: ny = nombre de lignes, nx = nombre de colonne)
xy={linspace(d,t-d,ny),linspace(d,rout-rin-d,nx)};

% Utilisation de la fonction csaps qui retourne les valeurs lissées avec
%un "ppform cubic smoothing spline"
% csaps(étendue,matrice des Z, smoothing parameter p, étendue)
Z_smooth=csaps(xy,Z_filter,p,xy);

% Affichage du profil filtré et lissé
% Verrouiller la fermeture des autres graphiques pour comparaison visuelle
hold on
% Ouvrir une nouvelle figure
figure
%Affichage du profil filtré et lissé
surf(X,Y,Z_smooth)      % Graphique 3D en couleur de type surface
% meshz(X,Y,Z          % Graphique avec continuité vers les z
négatifs
% waterfall(X,Y,Z)     % Graphique avec lignes de type cascade
view(-5,40)            % Ajustement des angles azimuth et élévation
title('Contour filtré et lissé'); % Titre
xlabel('x (mm)');       % Nom de l'axe
des x
ylabel('y (mm)');       % Nom de l'axe
des y
zlabel('Hauteur mesurée après filtrage et lissage (mm)'); % Nom de l'axe
des z

%=====
% ***** 8- Ajout des termes de bord non mesurés *****
% La technique utilisée dans cette version du programme considère une
% extrapolation linéaire des déplacements au bord afin de prédire des
% contraintes plus réalistes en surface de la zone induite

% Initialisation des tables X_final, Y_final et Z_final
X_final=zeros(ny+2,nx+2);
Y_final=zeros(ny+2,nx+2);

```

```

Z_final=zeros(ny+2,nx+2);
% Assignation des valeurs de centre pour x, y et z (coeur de la pièce)
for i = 2:nx+1      % Pour toutes les colonnes internes
    for j = 2:ny+1   % Pour toutes les lignes internes
        X_final(j,i)=X(j-1,i-1);
        Y_final(j,i)=Y(j-1,i-1);
        Z_final(j,i)=Z_smooth(j-1,i-1);
    end
end
% RAPPEL:
% Les valeurs dans toutes les matrices Z utilisées jusqu'ici sont
% disposées selon l'origine au coin supérieur gauche (donc dans Z_smooth
% par exemple les valeurs sont inversées par rapport à la section réelle
% vue de face avec origine au coin inférieur gauche)
% *** Assignation des valeurs au haut du tableau (y=0 en réalité) ***
% x
tempx=d:inx:(rout-rin-d);
X_final(1,2:1:nx+1)=tempx;
% y
tempy=0;
Y_final(1,2:1:nx+1)=tempy;
% z
for col=2:nx+1
    zun=Z_smooth(2,col-1);
    zdeu=Z_smooth(1,col-1);
    dz=zdeu-zun;
    zp=2*dz+zun; % Valeur prédite au coin par extrapolation linéaire
    Z_final(1,col)=zp;
end

% *** Assignation des valeurs au bas du tableau (y=t en réalité) ***
% x
tempx=d:inx:(rout-rin-d);
X_final(ny+2,2:1:nx+1)=tempx;
% y
tempy=t;
Y_final(ny+2,2:1:nx+1)=tempy;
% z
for col=2:nx+1
    zun=Z_smooth(ny-1,col-1);
    zdeu=Z_smooth(ny,col-1);
    dz=zdeu-zun;
    zp=2*dz+zun; % Valeur prédite au coin par extrapolation linéaire
    Z_final(ny+2,col)=zp;
end

% *** Assignation des valeurs à gauche du tableau (x=0) ***
% x
tempx=0;
X_final(2:1:ny+1,1)=tempx;
% y
tempy=d:iny:(t-d);
Y_final(2:1:ny+1,1)=tempy;
% z
for lig=2:ny+1

```

```

        zun=Z_smooth(lig-1,2);
        zdeu=Z_smooth(lig-1,1);
        dz=zdeu-zun;
        zp=2*dz+zun; % Valeur prédite au coin par extrapolation linéaire
        Z_final(lig,1)=zp;
end

% *** Assignment des valeurs à droite du tableau (x=rout-rin) ***
% x
tempx=rout-rin;
X_final(2:1:ny+1,nx+2)=tempx;
% y
tempy=d:iny:(t-d);
Y_final(2:1:ny+1,nx+2)=tempy;
% z
for lig=2:ny+1
    zun=Z_smooth(lig-1,nx-1);
    zdeu=Z_smooth(lig-1,nx);
    dz=zdeu-zun;
    zp=2*dz+zun; % Valeur prédite au coin par extrapolation linéaire
    Z_final(lig,nx+2)=zp;
end

% *** Assignment des valeurs aux 4 coins de la surface réelle ***
% ***** Extrapolation linéaire encore une fois *****
% a- Coin supérieur droit
% Droite selon x
zun=Z_final(ny+2,nx+2-2);
zdeu=Z_final(ny+2,nx+2-1);
dz=zdeu-zun;
zpx=2*dz+zun; % Valeur prédite au coin par extrapolation linéaire
% Droite selon y
zun=Z_final(ny+2-2,nx+2);
zdeu=Z_final(ny+2-1,nx+2);
dz=zdeu-zun;
zpy=2*dz+zun; % Valeur prédite au coin par extrapolation linéaire
% Droite selon xy
zun=Z_final(ny+2-2,nx+2-2);
zdeu=Z_final(ny+2-1,nx+2-1);
dz=zdeu-zun;
zpxy=2*dz+zun; % Valeur prédite au coin par extrapolation linéaire
Z_final(ny+2,nx+2)=(zpx+zpy+zpxy)/3; % On conserve la moyenne des 3
% Coordonnées en X et en Y
X_final(ny+2,nx+2)=rout-rin;
Y_final(ny+2,nx+2)=t;

% b- Coin inférieur droit
% Droite selon x
zun=Z_final(1,nx+2-2);
zdeu=Z_final(1,nx+2-1);
dz=zdeu-zun;
zpx=2*dz+zun; % Valeur prédite au coin par extrapolation linéaire
% Droite selon y
zun=Z_final(3,nx+2);
zdeu=Z_final(2,nx+2);

```

```

dz=zdeu-zun;
zpy=2*dz+zun; % Valeur prédite au coin par extrapolation linéaire
% Droite selon xy
zun=Z_final(3,nx+2-2);
zdeu=Z_final(2,nx+2-1);
dz=zdeu-zun;
zpxy=2*dz+zun; % Valeur prédite au coin par extrapolation linéaire
Z_final(1,nx+2)=(zpx+zpy+zpxy)/3; % On conserve la moyenne des 3
% Coordonnées en X et en Y
X_final(1,nx+2)=rout-rin;
Y_final(1,nx+2)=0;

% c- Coin supérieur gauche
% Droite selon x
zun=Z_final(ny+2,3);
zdeu=Z_final(ny+2,2);
dz=zdeu-zun;
zpx=2*dz+zun; % Valeur prédite au coin par extrapolation linéaire
% Droite selon y
zun=Z_final(ny+2-2,1);
zdeu=Z_final(ny+2-1,1);
dz=zdeu-zun;
zpy=2*dz+zun; % Valeur prédite au coin par extrapolation linéaire
% Droite selon xy
zun=Z_final(ny+2-2,3);
zdeu=Z_final(ny+2-1,2);
dz=zdeu-zun;
zpxy=2*dz+zun; % Valeur prédite au coin par extrapolation linéaire
Z_final(ny+2,1)=(zpx+zpy+zpxy)/3; % On conserve la moyenne des 3
% Coordonnées en X et en Y
X_final(ny+2,1)=0;
Y_final(ny+2,1)=t;

% d- Coin inférieur gauche
% Droite selon x
zun=Z_final(1,3);
zdeu=Z_final(1,2);
dz=zdeu-zun;
zpx=2*dz+zun; % Valeur prédite au coin par extrapolation linéaire
% Droite selon y
zun=Z_final(3,1);
zdeu=Z_final(2,1);
dz=zdeu-zun;
zpy=2*dz+zun; % Valeur prédite au coin par extrapolation linéaire
% Droite selon xy
zun=Z_final(3,3);
zdeu=Z_final(2,2);
dz=zdeu-zun;
zpxy=2*dz+zun; % Valeur prédite au coin par extrapolation linéaire
Z_final(1,1)=(zpx+zpy+zpxy)/3; % On conserve la moyenne des 3
% Coordonnées en X et en Y
X_final(1,1)=0;
Y_final(1,1)=0;

```



```

% Affichage du profil complet qui sera envoyé à ANSYS
% Verrouiller la fermeture des autres graphiques pour comparaison visuelle
hold on
% Ouvrir une nouvelle figure
figure
%Affichage du profil filtré et lissé
surf(X_final,Y_final,Z_final) % Graphique 3D en couleur de type surface
% meshz(X,Y,Z % Graphique avec continuité vers les z
% négatifs
% waterfall(X,Y,Z) % Graphique avec lignes de type cascade
view(-5,40) % Ajustement des angles azimut et élévation
title('Contour avec données de bord extrapolées'); % Titre
xlabel('x (mm)'); % Nom de l'axe des x
ylabel('y (mm)'); % Nom de l'axe des y
zlabel('Hauteur finale (mm)'); % Nom de l'axe des z

%=====
% ***** 9- Calcul de la qualité du filtrage et lissage *****

% ***** CALCULS RELATIFS AU FILTRAGE *****
% 9.1 Analyse des résidus après filtrage
residu_filter=Z-Z_filter;
% Affichage du résidu
% Verrouiller la fermeture des autres graphiques pour comparaison visuelle
hold on
% Ouvrir une nouvelle figure
figure
%Affichage du profil filtré et lissé
surf(X,Y,residu_filter) % Graphique 3D en couleur de type surface
view(0,0) % Ajustement des angles azimut et élévation
title('Résidus calculés entre les données brutes et filtrées'); % Titre
xlabel('x (mm)'); % Nom de l'axe des x
ylabel('y (mm)'); % Nom de l'axe des y
zlabel('Résidus (mm)'); % Nom de l'axe des z
% Calcul et affichage du résidu moyen
residu_bar_filter=mean2(residu_filter)
% NOTE: Le résidu moyen doit être pratiquement 0 pour un lissage valide
% (les résidus doivent être distribués aléatoirement autour de 0)
% 9.2 Calcul de la somme des résidus au carré (SSE - summed square of
residuals)
% Les poids wi sont pris à 1 par défaut
% Initialisation de la variable SSE_filter
SSE_filter=0;
% Initialisation de la variable temp
temp=0;
% Boucle de calcul
for i = 1:nx % Pour toutes les colonnes
    for j = 1:ny % Pour toutes les lignes dans cette colonne
        temp=(residu_filter(j,i))^2;
        SSE_filter=SSE_filter+temp;
    end
end
% Affichage de SSE_filter
SSE_filter
% NOTE: SSE près de 0 indique que le modèle a une plus petite erreur

```

```

% aléatoire et les prédictions seront donc valides

% ***** CALCULS RELATIFS AU LISSAGE *****
% 9.3 Analyse des résidus après lissage
residu_smooth=Z-Z_smooth;
% Affichage du résidu
% Verrouiller la fermeture des autres graphiques pour comparaison visuelle
hold on
% Ouvrir une nouvelle figure
figure
%Affichage du profil filtré et lissé
surf(X,Y,residu_smooth) % Graphique 3D en couleur de type surface
view(0,0) % Ajustement des angles azimuth et élévation
title('Résidus calculés entre les données brutes et lissées'); % Titre
xlabel('x (mm)'); % Nom de l'axe des x
ylabel('y (mm)'); % Nom de l'axe des y
zlabel('Résidus (mm)'); % Nom de l'axe des z
% Calcul et affichage du résidu moyen
residu_bar_smooth=mean2(residu_smooth)
% NOTE: Le résidu moyen doit être pratiquement 0 pour un lissage valide
% (i.e. les résidus doivent être distribués aléatoirement autour de 0)
% 9.4 Calcul de la somme des résidus au carré (SSE - summed square of
residuals)
% Les poids wi sont pris à 1 par défaut
% Initialisation de la variable SSE_smooth
SSE_smooth=0;
% Initialisation de la variable temp
temp=0;
% Boucle de calcul
for i = 1:nx % Pour toutes les colonnes
    for j = 1:ny % Pour toutes les lignes dans cette colonne
        temp=(residu_smooth(j,i))^2;
        SSE_smooth=SSE_smooth+temp;
    end
end
% Affichage de SSE_smooth
SSE_smooth
% NOTE: SSE près de 0 indique que le modèle a une plus petite erreur
% aléatoire et les prédictions seront plus valides

% Calcul des min et max après filtrage ou lissage
% NOTE: Ce critère permet de juger si le lissage a trop adouci les peaks
%des contraintes résiduelles. Un bon lissage ôte le bruit mais ne change
%pas de façon significative les valeurs des pics de tension et
%compression.
%Calcul des min et max de Z (les données brutes)
hauteur_minimum_brute=min(min(Z))
hauteur_maximum_brute=max(max(Z))
%Calcul des min et max de Z_filter
hauteur_minimum_filter=min(min(Z_filter))
hauteur_maximum_filter=max(max(Z_filter))
%Calcul des min et max de Z_smooth
hauteur_minimum_lisse=min(min(Z_smooth))
hauteur_maximum_lisse=max(max(Z_smooth))

```

```

% Affichage des profils brut, filtré et lissé VUE DE FACE POUR JUGER
VISUELLEMENT
% ***** BRUTE *****
% Verrouiller la fermeture des autres graphiques pour comparaison visuelle
hold on
% Ouvrir une nouvelle figure
figure
%Affichage du profil brut de face
surf(X,Y,Z) % Graphique 3D en couleur de type surface
% meshz(X,Y,Z) % Graphique avec continuité vers les z
négatifs
% waterfall(X,Y,Z) % Graphique avec lignes de type cascade
% Ajustement automatique des axes
axis([0 rout-rin 0 t -0.020 0.020])
view(0,0) % Ajustement des angles azimuth et élévation
title('Contour brut vue de face'); % Titre
xlabel('x (mm)'); % Nom de l'axe des x
ylabel('y (mm)'); % Nom de l'axe des y
zlabel('Hauteur mesurée par la MMT (mm)'); % Nom de l'axe des z
% ***** FILTRÉ *****
% Verrouiller la fermeture des autres graphiques pour comparaison visuelle
hold on
% Ouvrir une nouvelle figure
figure
%Affichage du profil filtré de face
surf(X,Y,Z_filter) % Graphique 3D en couleur de type surface
% meshz(X,Y,Z) % Graphique avec continuité vers les z
négatifs
% waterfall(X,Y,Z) % Graphique avec lignes de type cascade
% Ajustement automatique des axes
axis([0 rout-rin 0 t -0.020 0.020])
view(0,0) % Ajustement des angles azimuth et élévation
title('Contour filtré vue de face'); % Titre
xlabel('x (mm)'); % Nom de l'axe
des x
ylabel('y (mm)'); % Nom de l'axe
des y
zlabel('Hauteur mesurée après filtrage seulement(mm)'); % Nom de l'axe
des z
% ***** LISSÉ *****
% Verrouiller la fermeture des autres graphiques pour comparaison visuelle
hold on
% Ouvrir une nouvelle figure
figure
%Affichage du profil lissé de face
surf(X,Y,Z_smooth) % Graphique 3D en couleur de type surface
% meshz(X,Y,Z) % Graphique avec continuité vers les z
négatifs
% waterfall(X,Y,Z) % Graphique avec lignes de type cascade
% Ajustement automatique des axes
axis([0 rout-rin 0 t -0.020 0.020])
view(0,0) % Ajustement des angles azimuth et élévation
title('Contour lissé vue de face'); % Titre
xlabel('x (mm)'); % Nom de l'axe
des x

```

```

ylabel('y (mm)'); % Nom de l'axe
des y
xlabel('Hauteur mesurée après filtrage et lissage (mm)'); % Nom de l'axe
des z

%=====
% ***** 10- Préparation du fichier moyenne pour ANSYS *****

% Initialisation du tableau moyenne
moyenne=zeros(ny+3,nx+3);

% Insertion des coordonnées en X et Y dans les marges pour ANSYS
% La 2e colonne est déjà à 0
% Les autres x dans la première ligne sauf la valeur du bout
moyenne(1,3:1:(nx+2))=(d:inx:(rout-rin-d));
% Dernière position en x au bout du tableau
moyenne(1,nx+3)=rout-rin;
% La première ligne est déjà à 0 pour les y
% La dernière valeur des y
moyenne(ny+3,1)=t;
% Les y dans la première colonne au centre
moyenne(3:1:(ny+2),1)=(d:iny:t-d);

% Écriture des hauteurs aux bons endroits dans moyenne avec Z_moyenne
for i = 2:nx+3 % Pour toutes les colonnes dans moyenne
    for j = 2:ny+3 % Pour toutes les lignes dans moyenne
        moyenne(j,i)=Z_final(j-1,i-1);
    end
end
end

```

### *Convertisseur\_grille.m (pour MATLAB®)*

```
close all

% CONVERTISSEUR_GRILLE.M
% Programmé par: Vincent Savaria
% Date: 16 dec 09
% Description:
% Ce programme permet de faire la conversion de grille après exécution du
% programme principal de traitement des données pour avoir plus ou moins
% de noeuds à la surface dans ANSYS que dans la grille réelle mesurée

% ***** 1- Exécuter Traitement_contourdata_CMM_... *****
% Le "workspace" doit contenir X_final, Y_final et Z_final en plus de
% rout,rin, t, nx et ny

% ***** 2- Définition des paramètres de la transformation *****
nxv=140;    % Nombre de points selon x voulus dans ANSYS
nyv=19;     % Nombre de points selon Y voulus dans ANSYS
inx_mod=(rout-rin)/(nxv-1); % Taille des éléments selon x
iny_mod=t/(nyv-1);         % Taille des éléments selon y

% ***** 3- Affichage du profil initial à transformer *****
% Verrouiller la fermeture des autres graphiques pour comparaison visuelle
hold on
% Ouvrir une nouvelle figure
figure
%Affichage du profil filtré et lissé
surf(X_final,Y_final,Z_final) % Graphique 3D en couleur de type surface
view(-5,40) % Ajustement des angles azimuth et élévation
title('Contour avant transformation'); % Titre
xlabel('x (mm)'); % Nom de l'axe des x
ylabel('y (mm)'); % Nom de l'axe des y
zlabel('Hauteur mesurée (mm)'); % Nom de l'axe des z

% ***** 4- Évaluation des hauteurs aux points de la grille voulue *****
% Définition de l'étendue de la grille de points initiale
% Note: linspace(a,b,n) génère un vecteur colonne de a à b avec n
% incréments (rappel: ny = nombre de lignes, nx = nombre de colonne)
% xy={linspace(d,t-d,ny),linspace(d,rout-rin-d,nx)};
vcx(1,:)=X_final(1,:);
vcy(1,:)=Y_final(:,1);
xy={vcy,vcx};
% Définition de l'étendue de la grille modifiée
xy_mod={linspace(0,t,nyv),linspace(0,rout-rin,nxv)};
% Utilisation de la fonction csaps avec p=1 pour ne pas lisser plus
% csaps(étendue,matrice des Z, smoothing parameter p, étendue)
Z_mod=csaps(xy,Z_final,1,xy_mod);
% Définition de la plage de valeurs selon x
x=0:inx_mod:rout-rin;
% Définition de la plage de valeurs selon y
y=0:iny_mod:t;
% Construction automatique d'une grille X et Y
[X_mod,Y_mod]=meshgrid(x,y);
```

```

% ***** 5- Affichage du profil transformé *****
% Verrouiller la fermeture des autres graphiques pour comparaison visuelle
hold on
% Ouvrir une nouvelle figure
figure
%Affichage du profil filtré et lissé
surf(X_mod,Y_mod,Z_mod)      % Graphique 3D en couleur de type surface
view(-5,40)                  % Ajustement des angles azimuth et élévation
title('Contour après transformation'); % Titre
xlabel('x (mm)');             % Nom de l'axe des x
ylabel('y (mm)');             % Nom de l'axe des y
zlabel('Hauteur à appliquer aux noeuds dans ANSYS (mm)'); % Nom de l'axe
des z

%=====
% ***** 6- Préparation du fichier moyenne pour ANSYS *****

% Initialisation du tableau moyenne
moyenne=zeros(nyv+1,nxv+1);

% Insertion des coordonnées en X dans la marge pour ANSYS
moyenne(1,2:1:nxv+1)=X_mod(1,:);
% Insertion des coordonnées en Y dans la marge pour ANSYS
moyenne(2:1:nyv+1,1)=Y_mod(:,1);

% Écriture des hauteurs aux bons endroits dans moyenne avec Z_mod
for i = 2:nxv+1      % Pour toutes les colonnes dans moyenne
    for j = 2:nyv+1  % Pour toutes les lignes dans moyenne
        moyenne(j,i)=Z_mod(j-1,i-1);
    end
end

% Exportation du fichier moyenne.txt prêt pour le calcul EF
% MATLAB VA REMPLACER L'ANCIEN FICHIER MOYENNE PRÉSENT DANS LE RÉPERTOIRE
save -ascii moyenne moyenne

```

*programme\_contour\_cylindres (pour ANSYS®)*

```

! LES UNITÉS SONT LES SUIVANTES: MM, MPa
! Le fichier txt 'moyenne' doit être dans la « working directory » (dans le même dossier)
avant de lancer le calcul
! Le fichier moyenne doit contenir tous les coordonnées du contour mesuré avec une ligne et
une colonne de plus pour identifier les coordonnées
! X = DIRECTION RADIALE AVEC X=0 AU COIN INFÉRIEUR GAUCHE DE LA
SURFACE MESURÉE
! Y = DIRECTION AXIALE AVEC Y=0 AU COIN INFÉRIEUR GAUCHE DE LA
SURFACE MESURÉE
! Z = DIRECTION NORMALE AU PLAN DE COUPE (DIRECTION DE CALCUL DES
CONTRAINTES) AVEC Z=0 À LA SURFACE COUPÉE DROITE
FINISH
/CLEAR
!=====PRÉPARATION DU MODÈLE=====
/PREP7
!Paramètres
rin=6.75      ! rayon intérieur
rout=24       ! rayon extérieur
t=6           ! épaisseur du disque
! ATTENTION: C'EST NX ET NY DE TOUTE LA SURFACE INCLUANT LES BORDS
ICI ET NON LA TAILLE DE LA GRILLE MESURÉE PAR LA CMM
nx=60         ! Nombre de rangées de noeuds en x (direction radiale) près de la coupe =
NOMBRE DE COLONNE DU TABLEAU
ny=23         ! Nombre de rangées de noeuds en y (direction axiale) près de la coupe =
NOMBRE DE LIGNE DU TABLEAU
theta=10      ! Angle jusqu'au quel le maillage devra être fin (près du plan de coupe)
nt_fin=10     ! Nombre de divisions circonférentielles près de la coupe
nt_gro=12     ! Nombre de divisions circonférentielles loin de la coupe
ratio=4       ! Ratio entre la taille de la dernière division angulaire (la plus grossière) et
celle de la division à la frontière avec la zone raffinée

inx=(rout-rin)/(nx-1) ! Distance entre 2 déplacements imposés en x au plan de coupe (IL Y
A N-1 SEGMENTS ENTRE N NOEUDS)
iny=t/(ny-1)        ! Distance entre 2 déplacements imposés en y au plan de coupe

!Utilisation des données métrologiques:
!Création d'une table pour contenir les déplacements
*DIM,HAUTEUR,TABLE,ny,nx,1

!Lectures des déplacements en z (en mm) à imposer aux nœuds d'un fichier contenant nx
colonnes et ny lignes de données (ET REMPLISSAGE DE LA TABLE ANSYS)
!Note: une ligne et une colonne de plus au début sont prises par défaut pour identifier les
positions x et y des points dans la grille
*TREAD,HAUTEUR,'MOYENNE','TXT'

```

!Le tableau HAUTEUR contient maintenant toutes les données métrologiques pour les calculs des contraintes résiduelles

!Propriétés du matériau (Acier 4340)

MP,EX,1,210000

MP,NUXY,1,0.3

!Type d'éléments

ET,1,SOLID45 !Éléments structuraux briques à 8 noeuds

!Vue isométrique

/VIEW,1,1,1,1

!Création de la géométrie (1/4 du disque en 2 pointes à mailler de façon différente)

!Définition d'un nouveau plan de travail temporaire pour dessiner la portion de cylindre et respecter la convention pour x y z

WPLANE,-1,-rin,0,0,0,0,0,-rin,0,-rin

!\*\*\*\*\*Création d'une portion de cylindre pour maillage grossier\*\*\*\*\*

CYL4,0,0,rin,theta,rout,90,t

!\*\*\*\*\*Création de la portion de cylindre pour maillage fin près de la coupe\*\*\*\*\*

CYL4,0,0,rin,0,rout,theta,t

!Fusionner et compresser les keypoints des 2 entités géométriques pour ne pas avoir des points en double sur les deux volumes

NUMMRG,KP

NUMCMP,KP

!Création d'un système local cylindrique pour faciliter la sélection des lignes pour le maillage structuré

LOCAL,11,1,-rin,0,0,0,-90,0

!\*\*\*\*\*MAILLAGE STRUCTURÉ\*\*\*\*\*

! Sélection des lignes radiales et imposition du nombre d'éléments selon x

LSEL,S,LOC,X,rin+0.000001,rout-0.000001

LESIZE,ALL,,,nx-1

! Sélection des lignes verticales et imposition du nombre d'éléments selon y

LSEL,S,LOC,Z,0.000001,t-0.000001

LESIZE,ALL,,,ny-1

! Sélection des lignes circonférentielles (1er volume) et imposition du nombre de divisions angulaires

LSEL,S,LOC,Y,1,theta-1

LESIZE,ALL,,,nt\_fin



! Sélection des lignes circonférentielles (2eme volume) et imposition du nombre de divisions angulaires

LSEL,S,LOC,Y,theta+1,89

LESIZE,ALL,,,nt\_gro,ratio

!Retour au système global cartésien

CSYS,0

!Maillage

ALLS

MSHKEY,1 ! Forcer le logiciel à prendre des briques (mapped meshing)

VMESH,ALL ! Mailler tous les volumes

!=====SOLUTION DU MODÈLE=====

/SOLU

NSEL,all

!Blocages arbitraires afin de prévenir les mouvements de corps rigide et tenir compte de la symétrie

NSEL,S,LOC,X,-rin

NSEL,R,LOC,Y,0

NSEL,R,LOC,Z,-rin

!D,ALL,UY,0

NSEL,all

NSEL,S,LOC,X,-rin

D,ALL,UX,0

!Aucun blocage selon z donc le logiciel va forcer l'équilibre dans cette direction peu importe la composante planaire arbitraire des déplacements

NSEL,all ! Pour être sûr de partir à 0 dans les sélections à venir

!Imposition des déplacements opposés à ceux mesurés (EN MM) à la surface de coupe (Convention dans les données: +=SORT DU PLAN MOYEN...Z+)

!Partie de droite

\*DO,colonne,1,nx,1

\*DO,ligne,1,ny,1

NSEL,ALL

NSEL,S,LOC,Z,-0.000001,0.000001

NSEL,R,LOC,X,(colonne-1)\*inx-0.000001,(colonne-1)\*inx+0.000001

NSEL,R,LOC,Y,t-(ligne-1)\*iny-0.000001,t-(ligne-1)\*iny+0.000001

h=HAUTEUR(t-(ligne-1)\*iny,(colonne-1)\*inx,1) ! ANSYS va faire une interpolation s'il ne trouve pas exactement la coordonnée dans le tableau

D,ALL,UZ,-h

\*ENDDO

\*ENDDO

ALLS

SOLVE

!=====VISUALISATION DES RÉSULTATS=====

/POST1

!Exagération des déplacements pour visualiser

/DSCALE,ALL,60

!Affichage des déplacements exagérés

!PLNSOL,U,Z

!Visualiser la contrainte en z au plan de coupe

PLNSOL,S,Z

!===== FIN DU PROGRAMME=====

## ANNEXE VI

### ESTIMATION DE L'ERREUR DE MESURE DE LA MDC

L'estimation de l'erreur de mesure de la méthode des contours est plus délicate que pour la méthode DRX pour plusieurs raisons. Tout d'abord, il est extrêmement coûteux en temps et matériau de refaire plusieurs fois une mesure. Deuxièmement, il est impossible de refaire deux fois une mesure au même endroit sur le même échantillon puisque la méthode détruit ce dernier. Il est donc difficilement envisageable de mesurer à de multiples reprises un échantillon de référence possédant des contraintes résiduelles connues. Finalement, l'erreur de mesure dépend fortement de la situation (matériau, géométrie, sévérité du gradient de contraintes, qualité de la coupe). Comme mentionné au premier chapitre, les erreurs peuvent provenir de différentes sources : coupe ne respectant pas les hypothèses fondamentales, densité de la grille de mesure insuffisante par rapport au gradient à mesurer, traitement des données incorrect (ex : trop ou pas assez de lissage), etc.

Afin d'obtenir un premier ordre de grandeur cette erreur de mesure, il est proposé d'appliquer la méthode des contours à des disques de même matériau et géométrie que les disques induits du Chapitre 3 mais ayant subi un traitement de relaxation des contraintes résiduelles. Les contraintes résiduelles mesurées peuvent alors être considérées comme des erreurs de mesure puisque ces disques sont supposés ne pas en contenir. Cet exercice a été répété sur deux disques de diamètre 106 mm. Le premier a subi un traitement au four à 500 °C pendant 18,5 h avant d'être coupé avec un fil de 152 µm chez PWC (disque R1 sur la figure suivante). Le deuxième a reçu un traitement à 850 °C pendant 1,5 h avant d'être coupé avec un fil de 254 µm (R2). Ces deux traitements visent une relaxation complète des contraintes résiduelles respectivement par fluage et par abaissement drastique de la limite élastique (850 °C suffit amplement pour transformer en austénite; phase ayant une limite d'élasticité très faible). Le traitement du deuxième disque a été modifié car il y avait des doutes après le premier disque à savoir si toutes les contraintes résiduelles avaient été éliminées complètement. Notons que des précautions ont été mises en œuvre pour éviter le plus possible les gradients thermiques lors du refroidissement en conservant la porte du four fermée à la fin du traitement et ce jusqu'à l'atteinte de la température de la pièce (plusieurs heures). La microstructure finale de ces disques est bien évidemment différente de celle des disques induits (dureté plus faible).

Dans les deux cas la MMT a été utilisée pour mesurer les surfaces de coupe et le bridage des disques durant la coupe était identique à celui utilisé pour les mesures sur les disques induits. Pour le premier disque, un bris du fil est survenu durant la coupe laissant ainsi une erreur évidente à cet endroit dans le profil des contraintes résiduelles. Pour cette raison, seules les données du côté sans bris sont utilisées pour ce disque. Le traitement des données a été effectué comme décrit au Chapitre 3. Précisons que les calculs par éléments finis ont été effectués avec un maillage de 118293 éléments ayant 160 x 25 nœuds au plan de coupe. La Figure-A VI-1 illustre les résultats pour les deux cylindres tels que mesurés par la MMT.

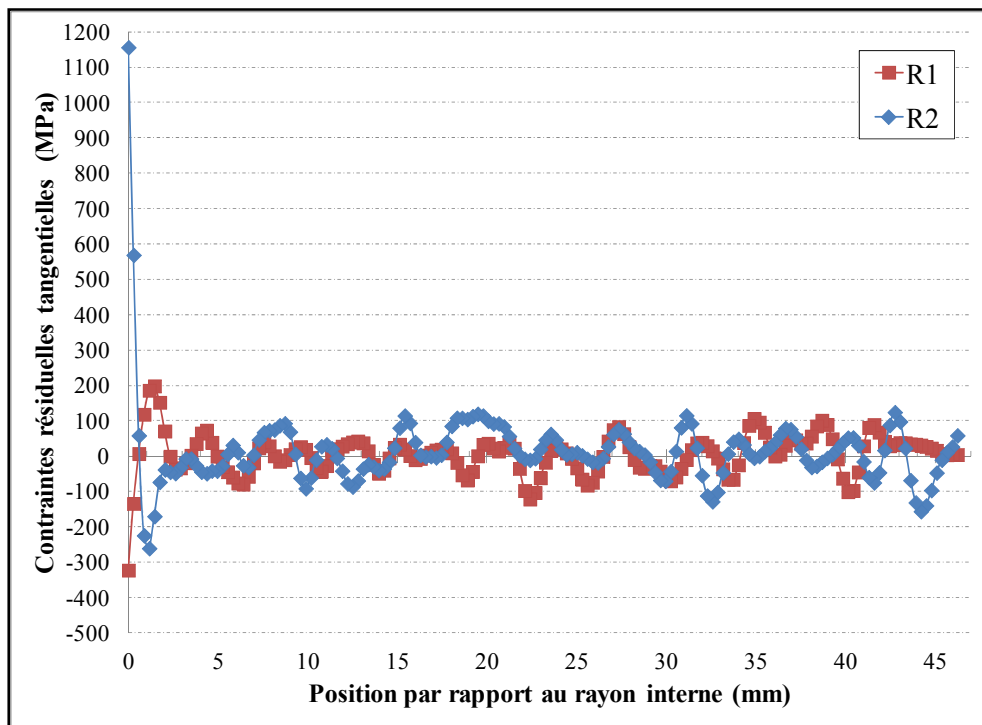


Figure-A VI-1 Contraintes résiduelles mesurées par la MDC dans des disques relaxés

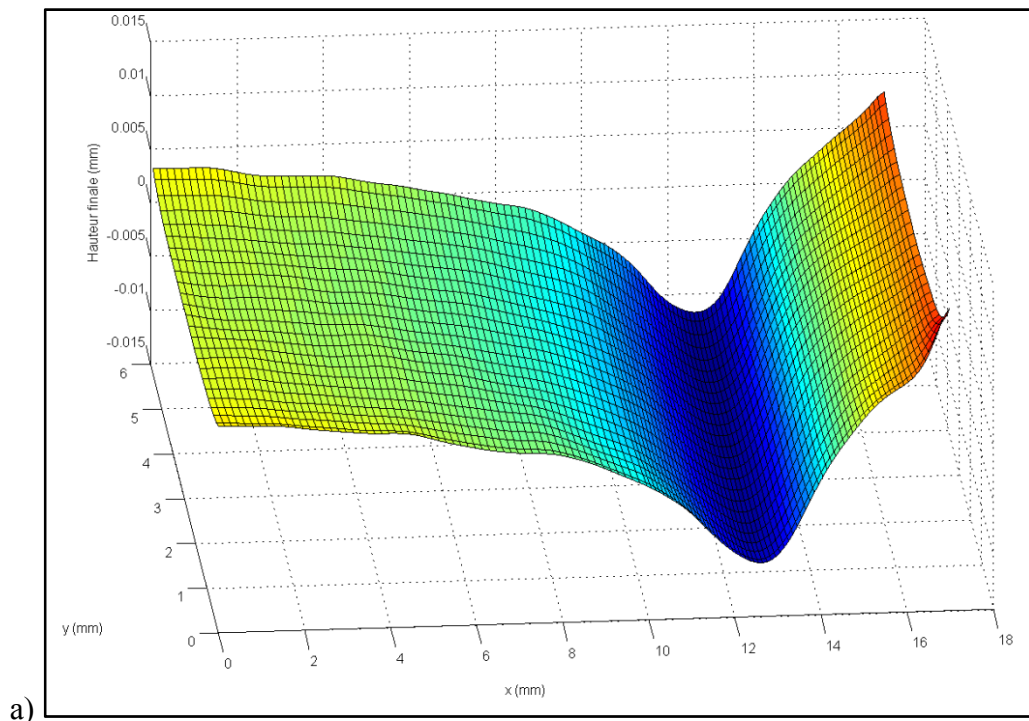
Dans les deux cas, les contraintes résiduelles tangentielles semblent osciller d'environ  $\pm 100$  MPa autour de l'axe horizontal en moyenne. Cette valeur peut être proposée comme estimation grossière de la précision de la méthode des contours lorsque la MMT est utilisée pour mesurer les coupes. Toutefois, cette erreur ne prend pas en compte les phénomènes discutés dans l'analyse des résultats du Chapitre 3 (sur-érosion en présence de fortes contraintes, plasticité, etc.).

L'effet de la bavure de coupe laissée par le fil à sa sortie est évident au rayon interne pour les deux profils. Ces contraintes irréalistes au rayon interne ne doivent pas être prises en compte et n'affectent vraisemblablement pas la qualité du reste du profil ne représentant qu'une infime partie de la surface de coupe. Il est intéressant de noter que ces oscillations se retrouvent aussi profondément à cœur des pièces induites et sont réduites drastiquement par l'utilisation du crayon confocal (environ par un facteur de deux) comme il est montré à la fin du Chapitre 3 (voir l'amplitude plus faible des oscillations loin de la zone affectée par l'induction).

## ANNEXE VII

### EFFET D'UN MAILLAGE RAFFINÉ SUR LES CONTRAINTES MESURÉES PAR MÉTHODE DES CONTOURS

Les mesures des contraintes résiduelles par la méthode des contours (MDC) présentées au Chapitre 3 ont permis de mettre en relief la tendance des profils mesurés à plonger vers des valeurs irréalistes en compression à la surface des pièces induites. Ce problème cause clairement une imprécision au niveau des contraintes mesurées sur au moins le premier millimètre (surtout dans le cas des couches durcies minces). Afin de tenter de réduire ce problème, une étude a été menée sur les effets de l'utilisation d'un maillage raffiné (pour la grille de mesure et le maillage d'éléments finis) sur les contraintes finales calculées. Seule la géométrie du disque de 48 mm a été étudiée. La Figure-A VII-1 illustre le raffinement de la grille de mesure des hauteurs ainsi que le maillage d'éléments finis raffiné sur une distance de 7 mm (deux fois plus fin que le maillage régulier) qui a été utilisé pour tester cet aspect. La distance de 7 mm a été retenue car elle permet de couvrir toute la zone affectée en contrainte par l'induction pour les deux recettes préliminaires du Chapitre 3. Ce maillage comporte 1150 nœuds dans la zone raffinée et 667 nœuds sur le reste de la coupe (loin de la zone d'intérêt en induction).



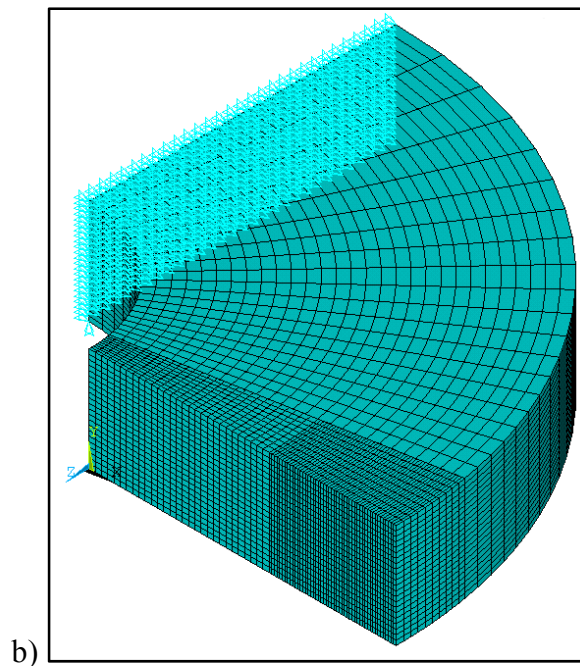


Figure-A VII-1 a) Raffinement de la grille de mesure dans MATLAB® et  
b) Maillage par éléments finis raffiné près de la surface extérieure

La Figure-A VII-2 montre les résultats obtenus pour les disques A3 et B1 (recettes A et B) en utilisant ce maillage raffiné combiné à une grille de mesure plus fine dans la zone d'intérêt. Les données obtenues pour ces disques avec la méthode standard sont rappelées sur la figure afin de pouvoir apprécier l'impact du maillage raffiné. Les disques A3 et B1 ont été coupé aux fils de 152  $\mu\text{m}$  et 254  $\mu\text{m}$  respectivement et les surfaces ont été mesurées par crayon confocal (mesures brutes selon une grille de 50 x 50  $\mu\text{m}$ ).

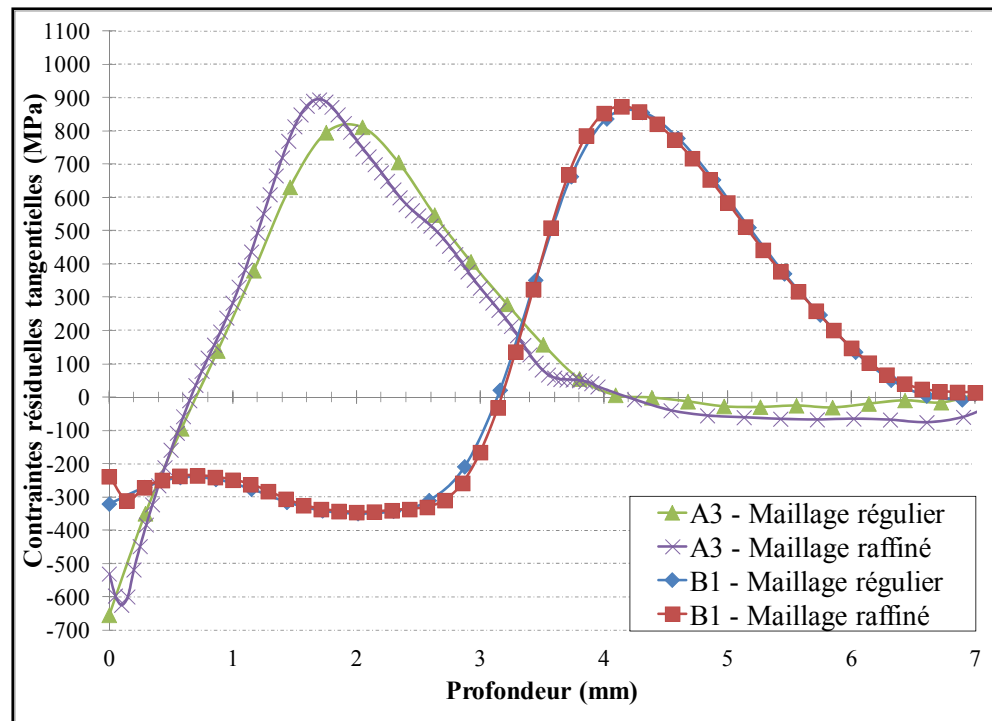


Figure-A VII-2 Comparaison des contraintes résiduelles calculées avec les deux types de maillage pour les disques A3 et B1

Il est clair que l'utilisation d'un maillage raffiné pour la mesure et les calculs par éléments finis ne modifie pas de façon significative les résultats en contrainte dans le cas du disque B1. D'un autre côté, le maillage raffiné a un impact plus important sur les contraintes calculées pour le disque A3 (recette qui posait plus de problème à cause de la faible profondeur durcie). Par contre, cette approche ne permet pas de faire bien ressortir le plateau en compression pour ce traitement et la forme du profil mesuré reste donc douteuse dans ce cas.





## ANNEXE VIII

### RÉPÉTITIVITÉ DES MESURES DRX

Les mesures de contraintes résiduelles présentées au Chapitre 4 ont été obtenues par DRX sur un seul disque par condition d'essai. Les essais préliminaires décrits dans cette annexe ont permis de documenter la répétitivité de cette technique de mesure pour des disques de 106 mm et ainsi de justifier ce choix. La Figure-A VIII-1 compare les contraintes résiduelles obtenues pour les disques G1 et G2 qui sont supposés identiques à priori. Les résultats pour le disque Ai2 (sans induction) sont aussi inclus sur le graphique pour bien mettre en relief l'évolution des contraintes résiduelles causée par le traitement d'induction.

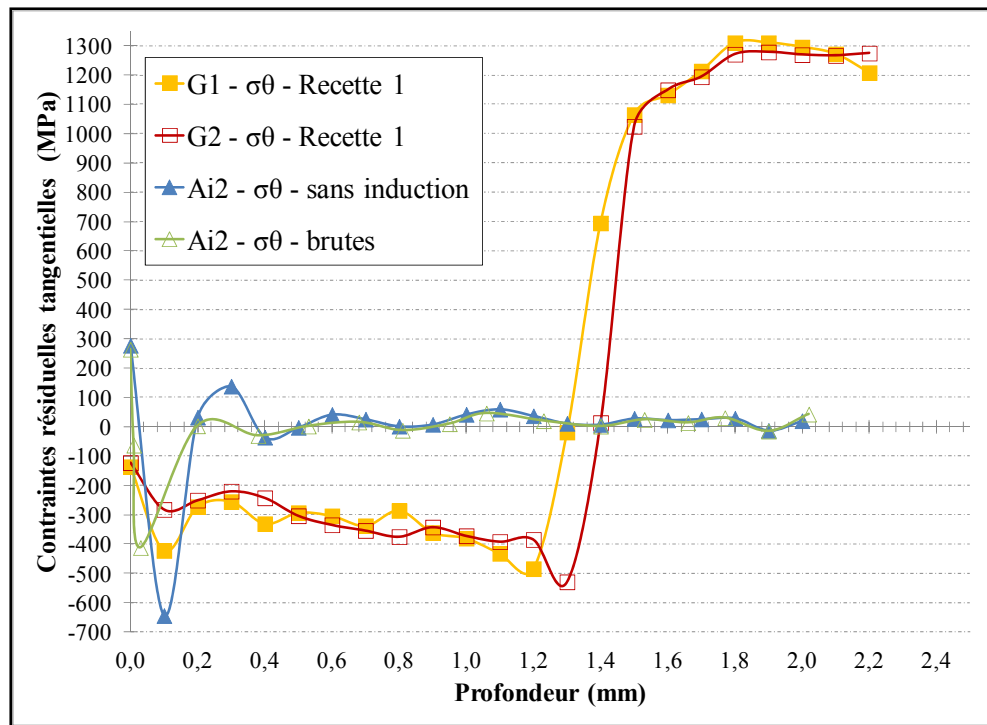


Figure-A VIII-1 Répétitivité des contraintes résiduelles mesurées par DRX dans des disques

Tout d'abord, il est raisonnable d'affirmer que les profils de contraintes résiduelles de G1 et G2 sont identiques compte tenu de l'erreur de mesure de la DRX. En effet, les résultats se chevauchent tout au long du profil. Étant donné ce résultat, c'est la moyenne des contraintes mesurées dans G1 et G2 qui est utilisée au Chapitre 4. Les seules différences qui peuvent être relevées sont au deuxième point de mesure à partir de la surface et au niveau de la profondeur de transition. Dans le premier cas, l'analyse des données brutes montre

clairement que ce point est faussé par une oscillation locale dans le polynôme d'interpolation utilisé pour recalculer les points de mesure sur ceux du maillage par éléments finis utilisé pour la correction d'enlèvement de matière. En fait, le point pour G1 devrait être environ 100 MPa moins en compression selon les données brutes et donc retomberait sur la courbe de G2. Concernant la profondeur de transition, une différence approximative de 100  $\mu\text{m}$  est observée sur la Figure-A VIII-1. La détermination exacte de cette profondeur de transition dans les contraintes résiduelles est difficile car elle est très sensible aux profondeurs de mesure utilisées au laboratoire pour décrire le gradient sévère des contraintes dans cette région. Or, les incréments de profondeur d'électropolissage varient d'un disque à l'autre même en gardant tous les paramètres constants. Cette observation confirme que les différences de cet ordre observées précédemment ne sont pas significatives.

On constate également que les contraintes initiales avant induction (causées principalement par l'usinage) sont peu profondes en comparant les résultats du disque Ai2 avec les deux autres. Les résultats bruts sont aussi présentés sur la figure pour montrer l'exagération près de la surface créée par l'interpolation polynomiale qui n'est pas adaptée à ce cas (-650 MPa au lieu de -400 MPa entre 0 et 0,2 mm). Les contraintes sont clairement nulles ou presque de 0,2 mm à 2 mm avant induction. Notons que la détermination correcte du gradient des contraintes résiduelles causé par l'usinage près de la surface aurait nécessité plusieurs points supplémentaires avec des incréments de profondeur plus petits près de la surface. Ce n'était pas l'objectif visé ici.

## ANNEXE IX

### RÉSULTATS DES MESURES PAR MDC SUR LES DISQUES DE 106 MM

Dans le cadre de l'étude de l'impact des paramètres du procédé d'induction sur les contraintes résiduelles, la méthode des contours (MDC) a été appliquée sur tous les disques de 106 mm du Chapitre 4 conjointement avec la DRX. Les numéros d'identification pour les disques dans cette annexe sont les mêmes que dans la thèse. Les résultats obtenus avec cette méthode de mesure sont présentés dans cette annexe et non dans le corps du rapport pour plusieurs raisons. Tout d'abord, la MDC n'est pas adaptée pour des pièces avec des profondeurs durcies aussi faibles que celles des gros disques du Chapitre 4. Ensuite, pour des contraintes logistiques, tous ces disques ont été coupés au fil de 254  $\mu\text{m}$  en même temps que le petit disque A3 ayant servi à caractériser (par après) l'effet du type de coupe au Chapitre 3. Les résultats de la méthode des contours sont donc probablement tous affectés par la relaxation des contraintes qui semble avoir lieu au passage de ce fil. En conséquence, les résultats de cette annexe doivent donc être traités comme une comparaison qualitative entre les profils plus qu'une analyse quantitative. Rappelons que seule la contrainte tangentielle est mesurée par la MDC et que tous ces disques avaient une dureté initiale (à cœur) de 48 HRC. Tous les résultats présentés dans cette section sont pour la mi-épaisseur des disques car c'est l'endroit qui minimise les erreurs de la méthode en théorie (le plus loin des bords possible).

#### *Précisions sur l'application de la MDC*

La méthodologie d'application de la MDC est la même que celle exposée au Chapitre 3. Il convient de préciser que la MMT a servi à mesurer les surfaces de coupe et que les propriétés matériau utilisées spécialement ici sont  $E = 193 \text{ GPa}$  et  $\nu = 0,3$ . Ce module est légèrement plus faible que ce qui a été proposé dans la thèse. Il s'agit d'un module moyen estimé avec des courbes de traction de l'AMS6414 obtenues plus tard dans le projet. L'utilisation d'un module ou l'autre ne change rien à l'analyse dans cette annexe étant donné ce qui a été dit ci-haut. Un maillage par éléments finis légèrement allégé (77562 éléments) par rapport à celui de l'ANNEXE VI a été utilisé pour accélérer les calculs. La convergence a été prouvée avec les profils des disques G1 et G2. Ce maillage utilise 140 x 19 nœuds au plan de coupe.

#### *Répétitivité des contraintes résiduelles pour la recette initiale*

Tout comme pour la DRX, la répétitivité des contraintes résiduelles mesurées sur deux disques différents ayant subi le même traitement par induction a d'abord été vérifiée. La Figure-A IX-1 compare les contraintes obtenues par la MDC pour les disques G1 et G2 ayant subi la recette dite « de base », c'est-à-dire une légère préchauffe MF de 1,2 s suivie d'une chauffe finale de 0,2 s en HF seulement. La profondeur durcie est d'environ 1,35 mm pour ces deux disques. Les contraintes mesurées pour un disque sans induction (Ai2) qui a été

usiné dans le même lot et selon les mêmes paramètres sont également rapportées sur le graphique à titre de comparaison.

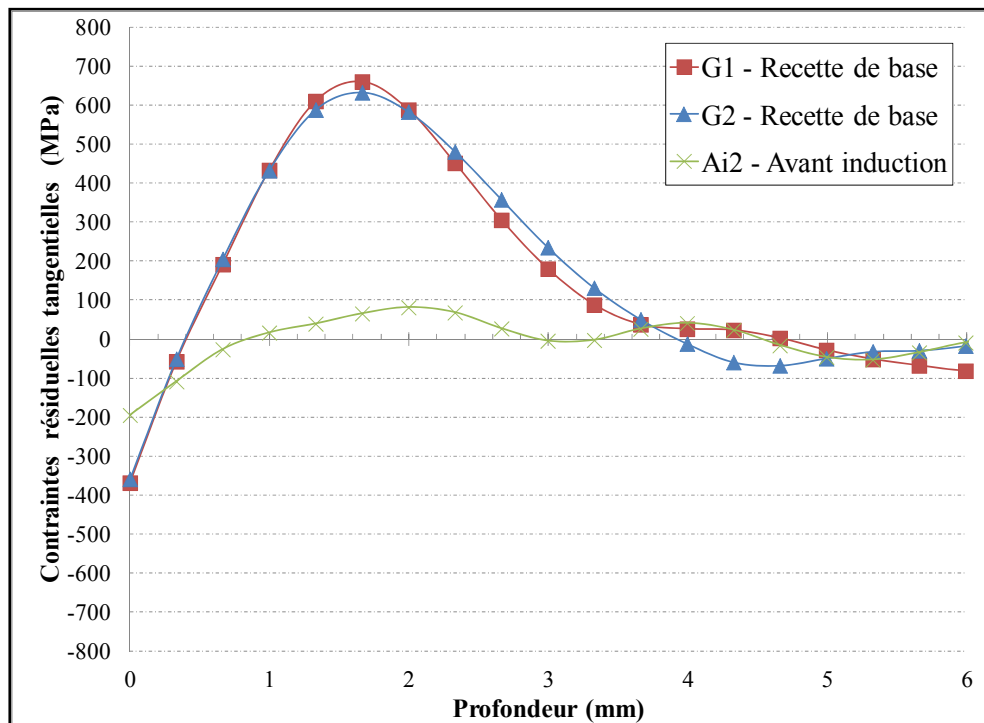


Figure-A IX-1 Contraintes mesurées par la MDC montrant la répétitivité de la technique

La figure précédente permet d'observer l'introduction d'un important pic de tension sous la surface pour les disques induits comparativement au disque sans induction. L'amplitude de ce pic est nettement inférieure à celle mesurée par DRX comme attendu avec la relaxation potentiellement causée par ce fil. Les contraintes à cœur (après 4 mm) sont très faibles. Les résultats des disques G1 et G2 corrélient plutôt bien dans l'ensemble. Cela tend à confirmer la répétitivité de la MDC et par le fait même celle des contraintes résiduelles d'induction. Étant donné ce bon résultat, la moyenne des profils de G1 et G2 sera utilisée dans les sections suivantes pour comparer avec les autres recettes.

### *Effet de la préchauffe*

La Figure-A IX-2 compare la moyenne des profils de contraintes résiduelles de G1 et G2 (recette de base) avec les profils des disques G6 à G9 ayant reçu des préchauffes différentes. Tous ces disques présentaient une profondeur durcie relativement identique sauf G9 qui avait une couche durcie un peu plus épaisse à mi-épaisseur que les autres.

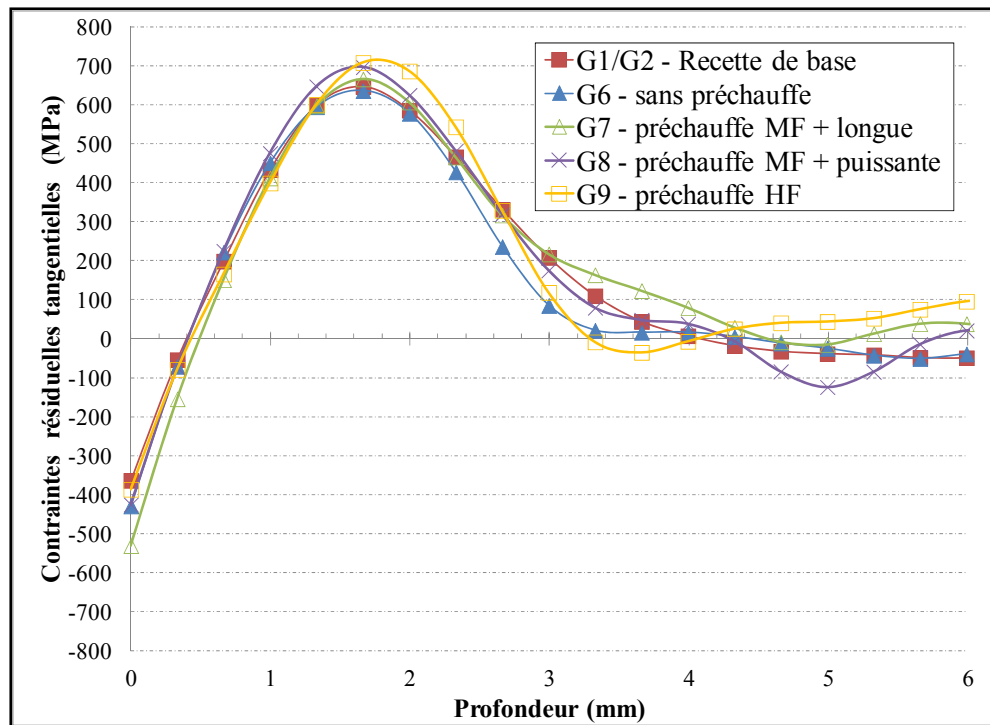


Figure-A IX-2 Contraintes mesurées par la MDC portant sur l'effet du type de préchauffe

On constate sur la figure précédente que tous les profils sont assez près les uns des autres. Comme dans le cas de la DRX, il est difficile de tirer des conclusions compte tenu de l'erreur de la méthode de mesure. Cette absence apparente de sensibilité à la préchauffe pourrait s'expliquer par le fait que la zone affectée par l'induction ne représente qu'une infime partie du volume total de la pièce dans le cas du disque de 106 mm. Il y a donc beaucoup de volume de matériau qui reste froid à cœur et qui agit comme un puits de chaleur durant l'induction. Il est probable que les recettes utilisées pour la Figure-A IX-2 ne possèdent pas des préchauffes suffisamment différentes pour engendrer des profils de contraintes résiduelles différents.

#### *Effet du type de chauffe finale*

La Figure-A IX-3 compare les contraintes moyennes de la recette initiale (chauffe finale en HF seulement) avec les profils mesurés dans les disques G4 (flash final bi-fréquences simultanées) et G5 (flash final à bi-fréquences séquentielles). La préchauffe est identique pour tous ces disques (1,5 % MF, 1,2 s).

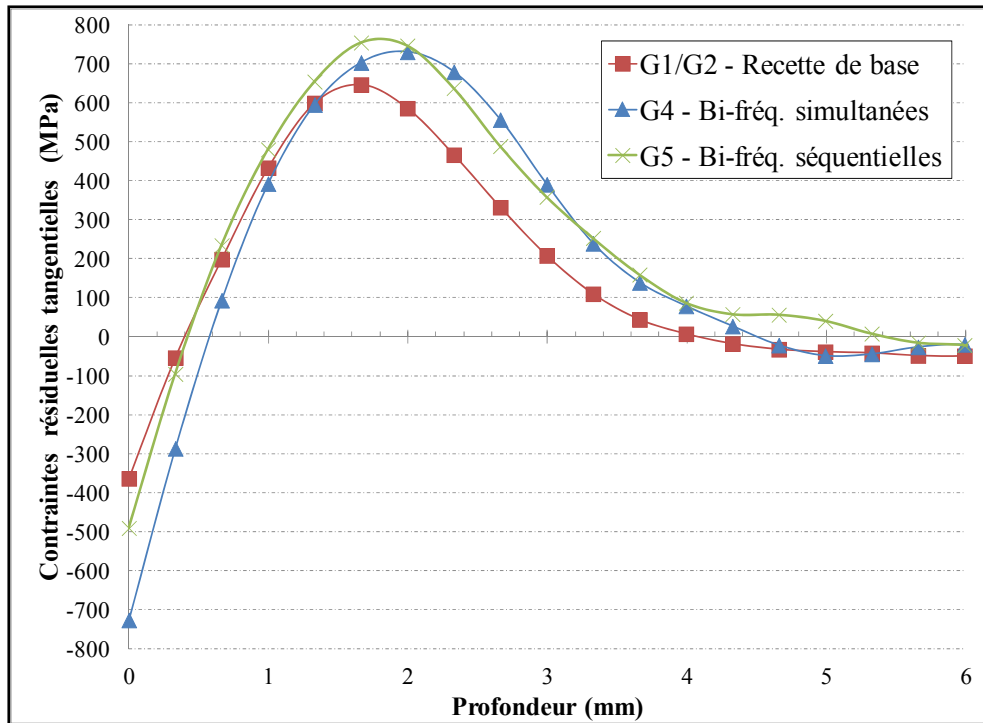


Figure-A IX-3 Contraintes mesurées par la MDC portant sur l'effet du type de chauffe finale

Les contraintes résiduelles mesurées pour G4 et G5 présentent des différences par rapport au profil moyen de G1 et G2. Le premier changement de signe pour le disque G4 (en zone durcie) s'effectue à une profondeur légèrement plus élevée que pour les autres disques. C'est aussi celui qui avait une profondeur durcie un peu plus importante que les autres. Les deux recettes utilisant des chauffés finales à doubles fréquences présentent plus de compression en surface (G4 surtout) et plus de tension sous la surface (pic plus large). L'augmentation du niveau de tension sous la surface n'a pas été observée par DRX au Chapitre 4, au contraire les contraintes dans cette zone étaient similaires à celles de la recette de base ou même légèrement inférieures (G4). Il reste difficile de tirer des conclusions compte tenu de l'incertitude sur les résultats de la MDC.

#### *Effet du type de revenu final*

La Figure-A IX-4 montre l'effet de l'utilisation du revenu intermédiaire plus léger (121 °C – 1 h) au lieu du revenu post-induction régulier (150 °C – 2 h). Dans tous les cas, le traitement par induction appliqué avant ce revenu est la recette de base.

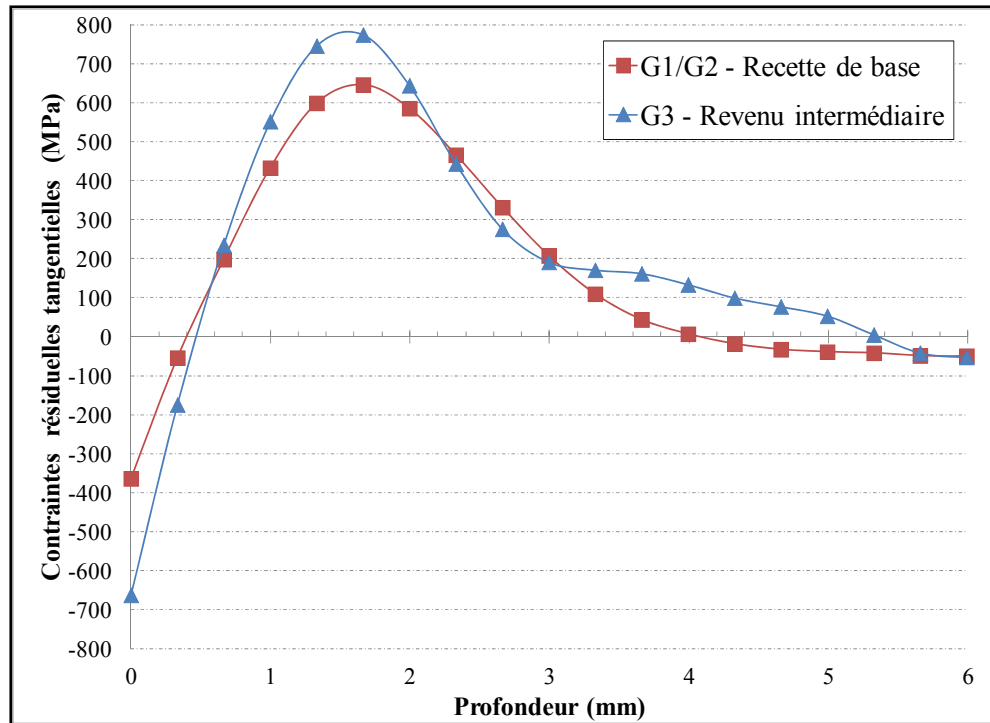


Figure-A IX-4 Contraintes mesurées par la MDC portant sur l'effet du type de revenu post-induction

On constate sur la figure que les contraintes résiduelles mesurées sont plus élevées dans le cas du revenu plus léger. Cette observation semble cohérente puisque plus la température et le temps de revenu post-induction sont importants, plus les contraintes résiduelles risquent d'être relaxées. Ceci étant dit, les différences entre les deux profils (plusieurs centaines de MPa à certains endroits) semblent irréalistes si on compare ces résultats à ceux obtenus par DRX au Chapitre 4. Ces différences ne peuvent pas être considérées comme exactes compte tenu de l'erreur de mesure encore une fois. Notons par contre que la transition vers la tension est clairement plus sévère avec le revenu intermédiaire comme dans le cas des profils DRX.





## ANNEXE X

### APPLICATION DE LA MDC À DES ROUES DENTÉES

L'application de la méthode des contours (MDC) aux roues dentées comme celles utilisées dans cette thèse présentent de sérieux défis notamment à cause des profondeurs durcies relativement faibles en général mais aussi parce que la géométrie (et donc la rigidité) est très différentes des deux côtés de la coupe dans ce cas contrairement aux disques. Cette section présente les résultats des essais préliminaires portant sur ce sujet.

#### *Description des roues utilisées pour tester la MDC*

Ces essais exploratoires ont été réalisés sur les roues restantes d'un projet de maîtrise ayant précédé ce doctorat (Austin, 2011). Les caractéristiques géométriques générales de ces roues sont exactement les mêmes que pour les roues ESK30520 utilisées dans cette thèse. Seule la forme du creux de dent est légèrement différente étant donné qu'elles ont été fabriquées avec un outil pignon différent de l'outil utilisé chez PWC pour les roues ESK30520 de ce doctorat. Il convient de préciser également qu'elles sont faites d'acier AISI4340 régulier. De plus, ces roues ont été traitées thermiquement au four à une dureté de 35 HRC (à cœur) avant induction et n'ont pas subi de rectification après le traitement surfacique. Une roue ayant subi une recette de type contour (5C) ainsi qu'une autre traitée avec une recette de type durcissement complet de la dent (D2-2) ont été utilisées pour les essais présentés dans cette annexe. La même nomenclature que celle utilisée par Austin (2011) est reprise pour éviter toute confusion.

La Figure-A X-1 présente les puissances des générateurs mesurées par le système RTM® de la machine à induction lors de l'application de ces deux traitements. Notons au passage qu'il s'agit dans les deux cas de la même préchauffe que pour les recettes A et B de cette thèse. La différence principale se situe au niveau du type de chauffe finale : bi-fréquences simultanées (5C) versus un flash en HF seulement (D2-2).

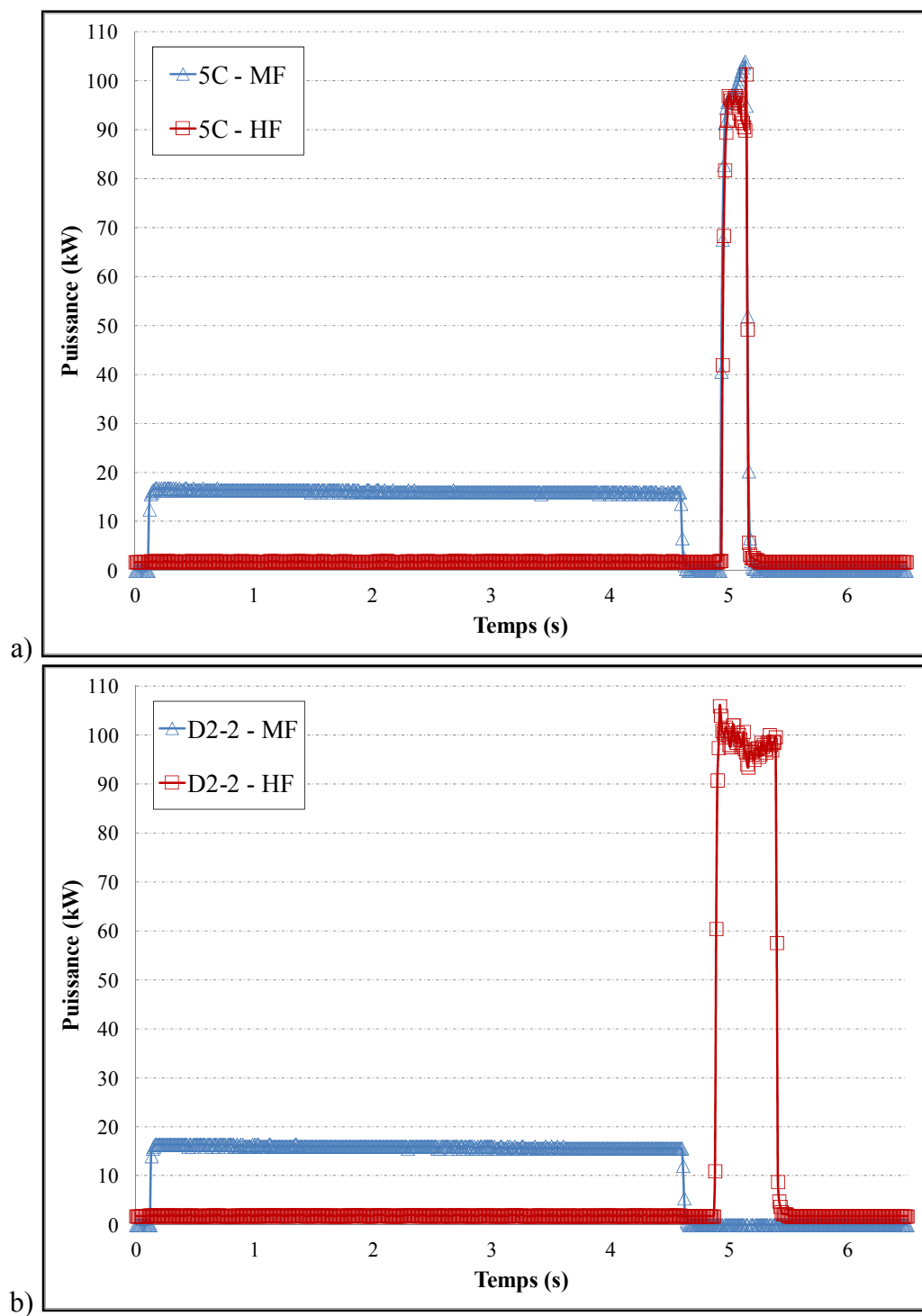


Figure-A X-1 Puissances mesurées pour les roues a) 5C et b) D2-2

### *Précisions générales sur l'application de la MDC*

Deux types de coupe ont été testés : une coupe tangentielle au rayon de forme (une dent) et une coupe à  $30^\circ$  (neuf dents). Le fil de  $152\ \mu\text{m}$  et des paramètres de coupe de précision ont été utilisés pour toutes les coupes sur les roues dentées. La coupe tangentielle a été réalisée en une passe d'un côté de la dent vers l'autre. La coupe à  $30^\circ$  a elle été réalisée en deux étapes, c'est-à-dire de l'extérieur vers le centre à partir de chaque côté. Cette façon de faire est avantageuse car elle produit la bavure de coupe au centre du plan de coupe, c'est-à-dire le plus loin possible des deux zones d'intérêt aux creux des dents de part et d'autre. Toutes les surfaces coupées ont été mesurées en utilisant le crayon confocal. Les mêmes paramètres généraux développés pour les disques ont été réutilisés dans le traitement des données. La Figure-A X-2 illustre les différents modèles utilisés dans les calculs pour les deux types de coupe mentionnés précédemment. Notons que les modèles représentant le côté des dents représentent fidèlement la géométrie de ce côté des coupes (une ou neuf dents). Par contre, pour le côté du corps de la roue, il a d'abord été décidé d'inclure une portion réduite du volume réel pour conserver des modèles par éléments finis de taille raisonnable. Ce choix sera discuté par après. Les paramètres matériau sont  $E = 210\ \text{GPa}$  et  $\nu = 0,3$ .

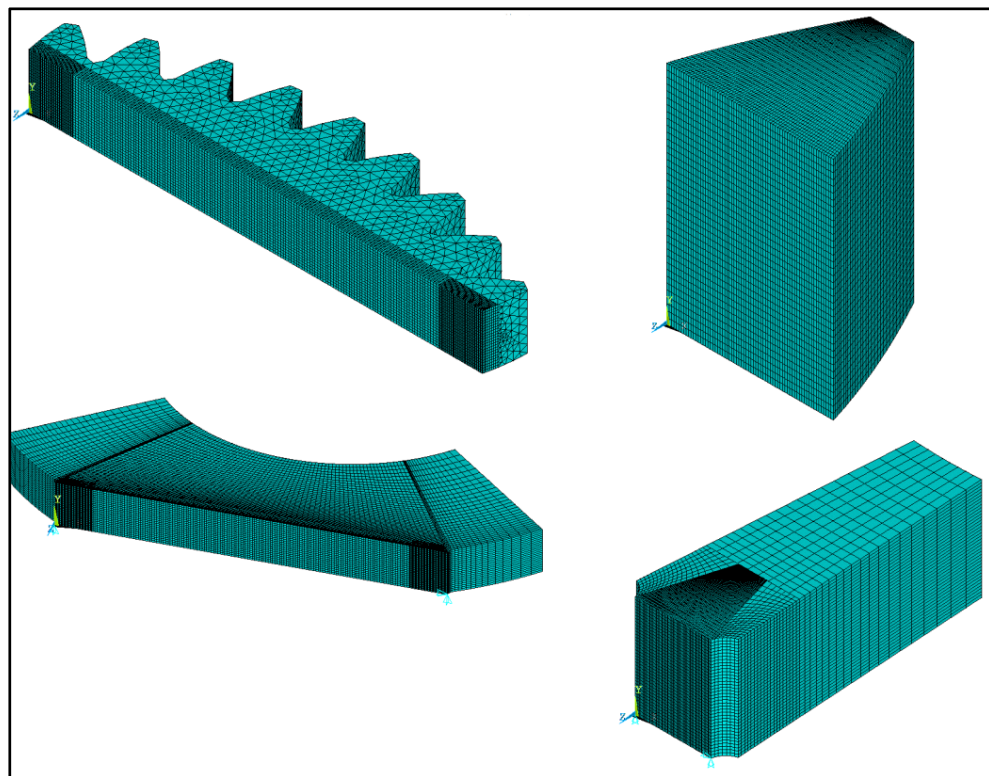


Figure-A X-2 Différents modèles par éléments finis utilisés dans calculs de la MDC pour des roues dentées

Notons que les échelles sont différentes entre les modèles afin de mieux montrer les détails des maillages. En résumé, un maillage régulier a été utilisé pour la coupe tangentielle (petit

volume à modéliser) mais la coupe à  $30^\circ$  a nécessité un maillage raffiné près des surfaces afin d'alléger les calculs et d'éviter d'atteindre la limite sur le nombre de nœuds de la version académique d'ANSYS®. Des études de convergence ont été menées sur tous ces modèles afin de choisir les paramètres des maillages retenus. Les éléments de type brique à huit nœuds (*SOLID185*) ont été utilisés partout sauf pour les neuf dents dans la région loin de la coupe qui est modélisée avec des tétraèdres à dix nœuds (*SOLID187*). Ils utilisent des équations de couplage à l'interface avec les briques. Ce type d'élément facilite grandement la modélisation de la géométrie complexe des neuf dents car il n'est pas nécessaire de subdiviser le volume en prismes à six faces comme dans le cas des briques. Tous les modèles sont bloqués au minimum pour n'éviter que les mouvements de corps rigide.

### *Résultats préliminaires sur la coupe tangentielle*

La coupe tangentielle d'une seule dent a d'abord été testée sur les roues D2-2 et 5C dans l'ordre. La Figure-A X-3 montre une photo de cette coupe pour la roue D2-2. Notons que cette première coupe a été réalisée sans le gabarit décrit au Chapitre 4. C'est pourquoi la coupe n'est pas parfaitement tangentielle (inclinaison entre  $1^\circ$  et  $2^\circ$ ). Ce résultat a justifié la fabrication du gabarit pour toutes les autres coupes (tangentielles ou à  $30^\circ$ ).

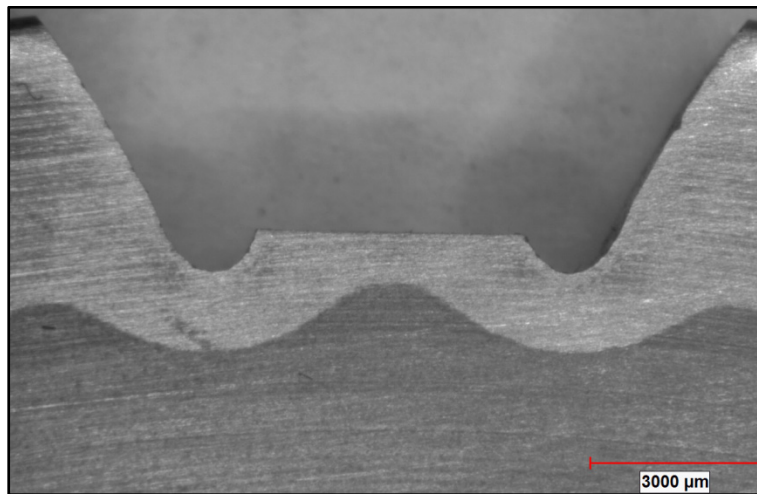


Figure-A X-3 Photo de la première coupe tangentielle sur la roue D2-2

Il a été mentionné dans la thèse que l'on estime en réalité que ce fil coupe sur une largeur de  $200\ \mu\text{m}$ . Cette largeur était tout à fait acceptable pour les disques mais paraît limite pour une coupe dans un profil de dent comme sur la figure précédente. Rappelons que le fil le plus fin disponible chez PWC a été utilisé pour minimiser cet effet. Une des conséquences de cette observation est que les dimensions de la surface coupée sont légèrement différentes de part et d'autre de la coupe (effet clairement visible dans les nuages de points bruts). Mentionnons que certains montages avec des fils de diamètre aussi fin que  $20\ \mu\text{m}$  existent en recherche mais ne sont pas disponibles à grande échelle (Shichun *et al.*, 2009). Ceci étant dit, la Figure-

A X-4 montre les contours mesurés et traités comme décrit auparavant (filtrés, lissés, etc.) pour la coupe tangentielle dans les deux roues et pour les deux côtés de la coupe. Notons que l'échelle en Z est différente pour les deux roues mais identique pour les profils liés à chaque roue. La direction de coupe est selon l'axe X (les surfaces des flancs de dent sont aux deux extrémités de cet axe sur les figures).

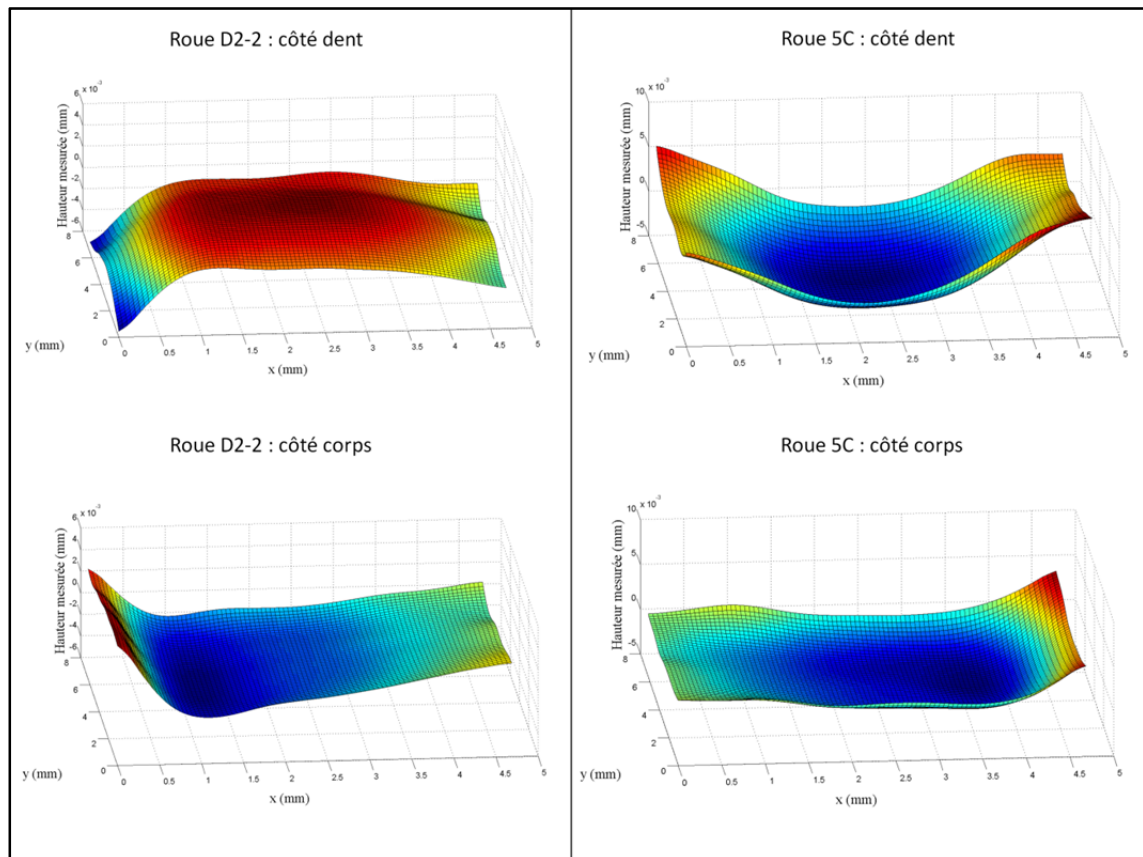


Figure-A X-4 Topographies des contours mesurés après coupe tangentielle dans les roues D2-2 et 5C

La figure précédente permet de tirer des informations importantes qu'il convient de mettre en lumière avant de passer à l'analyse des contraintes. En effet, on constate d'abord que les amplitudes des déplacements mesurés sont relativement faibles. Cette observation est probablement liée aux faibles dimensions de la surface de coupe, à la rigidité élevée de l'acier et peut-être aux faibles contraintes résiduelles à ce plan. Des déplacements aussi faibles augmentent la sensibilité de la MDC aux irrégularités de la coupe. Pour la roue D2-2, les profils sont généralement similaires mais ils semblent antisymétriques. Or, le relâchement des contraintes résiduelles normales produit des surfaces symétriques. Dans ce cas, on pourrait s'attendre à observer au moins les mêmes tendances générales sans nécessairement avoir les mêmes amplitudes vu la différence de rigidité. Il est donc probable que les déplacements observés pour cette roue soient majoritairement liés à des erreurs de trajectoire de coupe (et au relâchement de contraintes de cisaillement en moindre mesure). Le manque

de symétrie le long de l'axe X pour la roue D2-2 est probablement lié à la coupe inclinée (faite sans gabarit). Ce problème est réduit sur la roue 5C (avec gabarit). Pour cette dernière, les deux profils présentent des tendances similaires au niveau de la forme du profil. L'amplitude des déplacements est cependant plus élevée pour le côté de la dent. Cette observation semble logique étant donné que la dent est moins rigide que le corps de la roue. Pour résumer, ces résultats suggèrent qu'il n'est pas possible de faire la moyenne des hauteurs mesurées sur les deux côtés de la coupe et qu'une attention particulière doit être prêté au problème de différence de rigidité pour la coupe tangentielle.

### *Résultats préliminaires sur la coupe à 30 °*

Les observations sur la coupe tangentielle suggèrent que le calcul des contraintes doit être fait pour chaque côté de la coupe séparément car les deux contours mesurés sont trop différents. Dans le cas des coupes à 30 °, cette différence entre les profils est encore plus marquée. La Figure-A X-5 illustre les contours mesurés des deux côtés d'une coupe à 30 °. Les zones traitées par induction sont situées aux deux extrémités de l'axe X ici aussi. Les échelles sont identiques pour faciliter la comparaison visuelle.

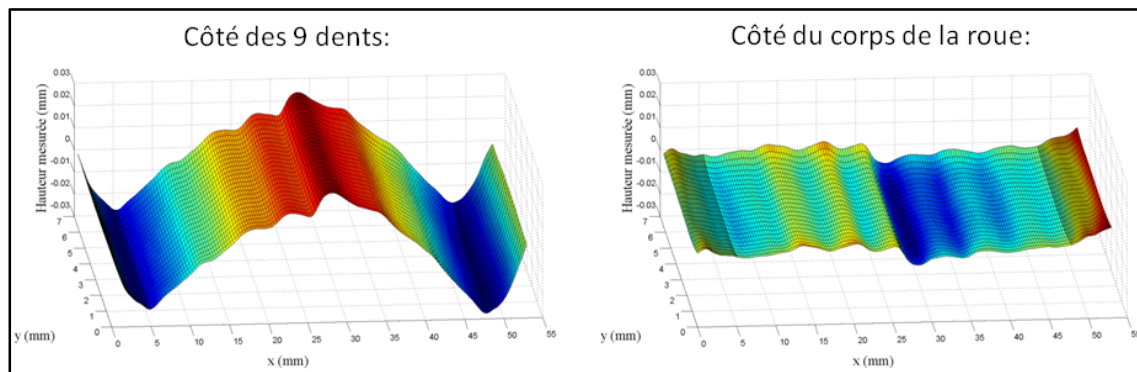


Figure-A X-5 Topographies des contours mesurés après coupe à 30 ° (D2-2)

Les déplacements mesurés après cette coupe sont complètement différents de part et d'autre du fil. Du côté des dents, l'allure générale du profil rappelle celle des disques traités par induction. La «cassure» au centre est liée à la bavure produite à la fin des deux coupes. Cette cassure est également visible dans le profil de la surface du côté du corps de la roue. Elle suggère que les deux portions de la coupe ne sont pas exactement au même niveau (la différence est très faible compte tenu de la tolérance typique des machines d'électroérosion). Pour le côté corps, l'amplitude des déplacements est beaucoup moindre et la topographie observée ressemble plus à un bruit qu'à un profil de type induction. Ces résultats confirment qu'il est nécessaire d'utiliser les hauteurs mesurées sur chaque côté en combinaison avec un modèle représentatif de la rigidité de ce même côté pour la coupe à 30 ° également.



### *Calcul des contraintes en utilisant les deux côtés séparément*

La Figure-A X-6 montre les contraintes calculées à mi-épaisseur en utilisant les données métrologiques et les modèles par éléments finis de chaque côté séparément pour une coupe tangentielle sur la roue 5C. L'expérience a été répétée sur une deuxième dent de la même roue (en laissant un espace de quatre dents) pour pouvoir mieux juger les résultats. Les mêmes conclusions ont été obtenues avec les coupes à 30 ° (courbes non-montrées par souci de concision).

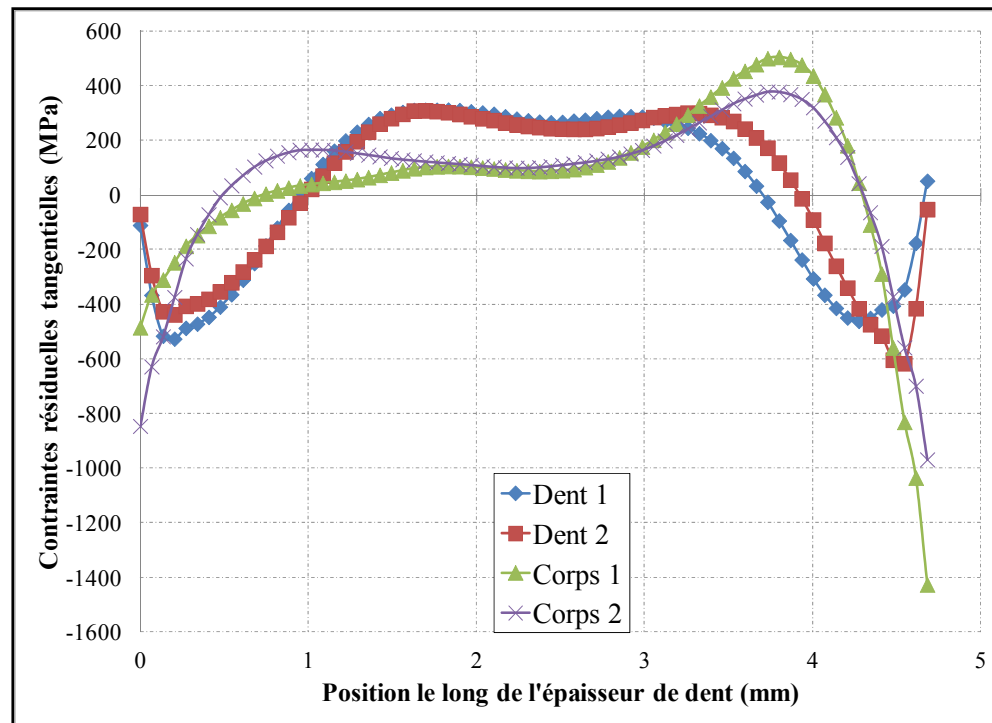


Figure-A X-6 Contraintes résiduelles calculées avec les hauteurs et modèles de chaque côté séparément pour deux coupes tangentielles sur la roue 5C

Les courbes sur la Figure-A X-6 indiquent que la MDC est moins répétable pour ce cas. L'allure des profils du même type (dent ou corps) est similaire. Par contre, des différences significatives sont observables entre les profils du même type mesurés sur les deux dents. De plus, pour une même dent, les contraintes calculées de chaque côté sont très différentes. Cela indique que les données contiennent potentiellement une erreur significative dans les déplacements mesurés qui n'a pas pu être enlevée; ne pouvant notamment pas faire la moyenne des hauteurs mesurées dans ce cas. Le signe des contraintes semble toutefois assez logique dans l'ensemble étant donné l'observation de compression près des zones durcies et de tension au cœur. Afin de mieux visualiser la distribution de ces contraintes, la Figure-A X-7 montre la contrainte normale au plan de coupe calculée avec ANSYS® pour la dent #1 de la figure précédente. Il est intéressant de noter cette cartographie des contraintes résiduelles rappelle fortement la forme du profil durci par induction et de ses effets de bord dans cette zone de la dent.

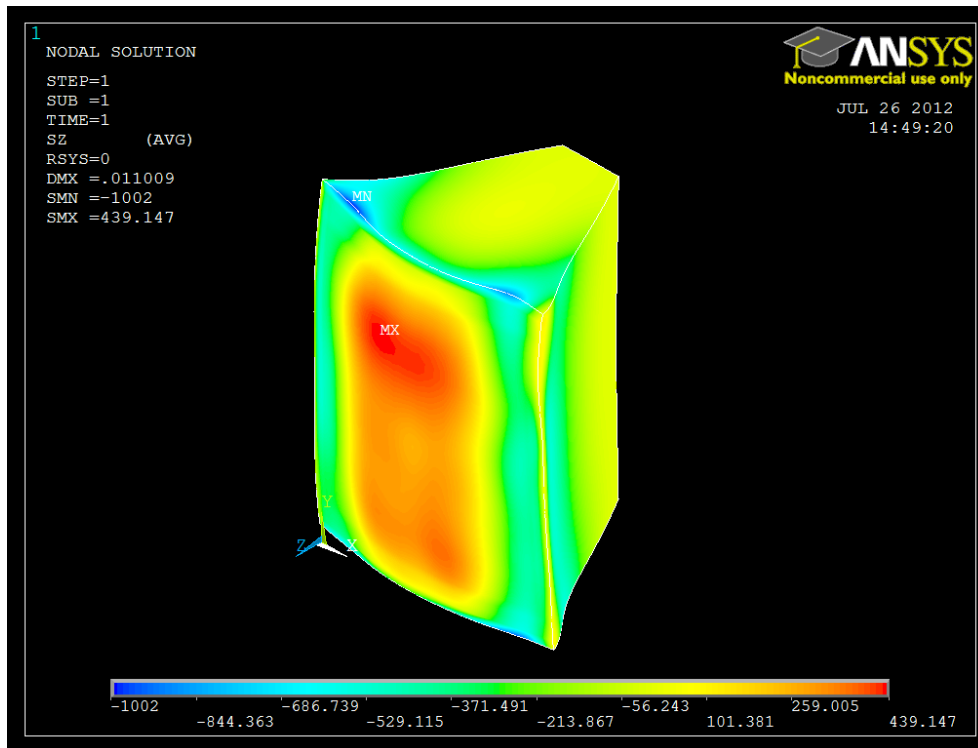


Figure-A X-7 Calcul des contraintes résiduelles en utilisant les hauteurs et le modèle du côté dent seulement (roue 5C, dent 1)

#### *Soustraction des défauts de coupe à partir des profils d'une roue relaxée*

Certains chercheurs ont proposé de soustraire les déplacements mesurés sur un échantillon considéré sans contraintes résiduelles à ceux mesurés sur la pièce pour laquelle les contraintes résiduelles sont à mesurer (Prime et Kastengren, 2010). Les deux pièces doivent être de même géométrie et être coupées dans les mêmes conditions. Cette procédure permet en théorie d'annuler les erreurs antisymétriques engendrées par une trajectoire de coupe imparfaite (si l'erreur de trajectoire se répète d'une pièce à l'autre) ainsi que certaines erreurs symétriques (irrégularités locales, changements dans la largeur de coupe, contraintes provenant du procédé d'électroérosion, etc.). Elle ne peut toutefois pas corriger les erreurs liées au relâchement des contraintes de cisaillement, qui sont généralement annulées en faisant la moyenne des deux côtés, car ces erreurs sont inexistantes dans une pièce sans contraintes résiduelles. Cette procédure suppose que les erreurs de coupe sont toujours systématiquement les mêmes pour un type de coupe et des paramètres donnés. En réalité, il y a toujours une composante aléatoire dans cette erreur qui risque d'être difficile à reproduire très fidèlement d'un échantillon à l'autre.

Cette approche a tout de même été tentée sur les roues de la présente étude afin d'essayer d'améliorer les résultats. Une roue dentée de géométrie similaire mais n'ayant pas subi de traitement par induction a donc reçu un traitement de relaxation des contraintes résiduelles en suivant une procédure similaire à celle décrite dans l'ANNEXE II (850 °C - 1,5 h). Cette roue a ensuite été coupée avec le même gabarit et selon les mêmes paramètres que pour les



roues 5C et D2-2. À ce niveau, certains problèmes ont été observés au tout début de la coupe. En fait, le traitement à haute température au four laisse une couche oxydée qui nuit à l'établissement d'un arc stable entre le fil et la pièce. Les coupes ont quand même pu être réalisées après un ou deux redémarrages. Ces conditions expérimentales ne sont donc pas optimales. Toutes les surfaces de coupe ont été mesurées et traitées comme auparavant. Les hauteurs mesurées sur la roue relaxée ont été soustraites aux hauteurs des profils principaux dans l'état brut des données (avant passage sous MATLAB®). La Figure-A X-8 montre l'effet de cette correction sur les résultats de la coupe tangentielle de 5C (à comparer avec la Figure-A X-6). Les contraintes sont présentées à mi-épaisseur toujours. Les mêmes conclusions ont été obtenues encore une fois avec les coupes à 30 ° (résultats non-montrés).

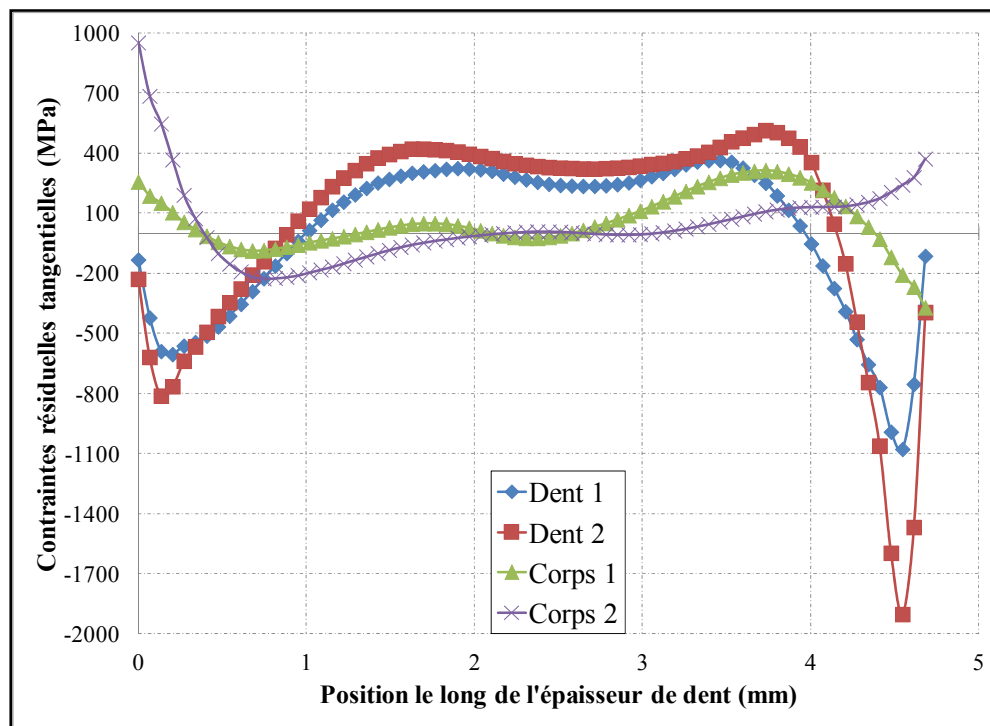


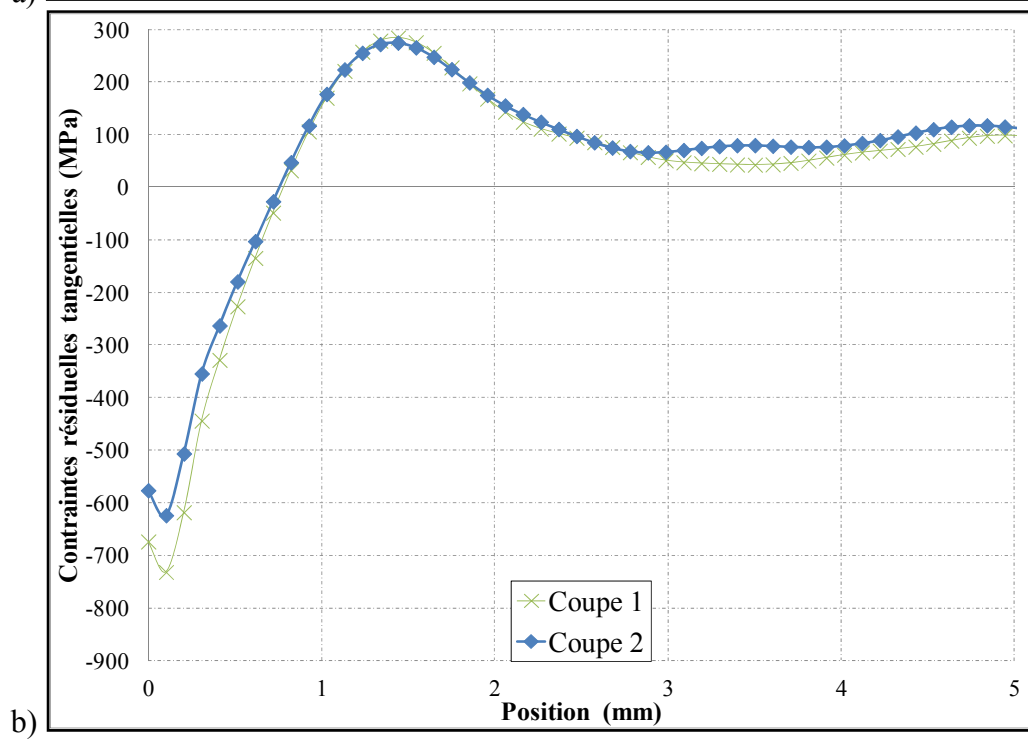
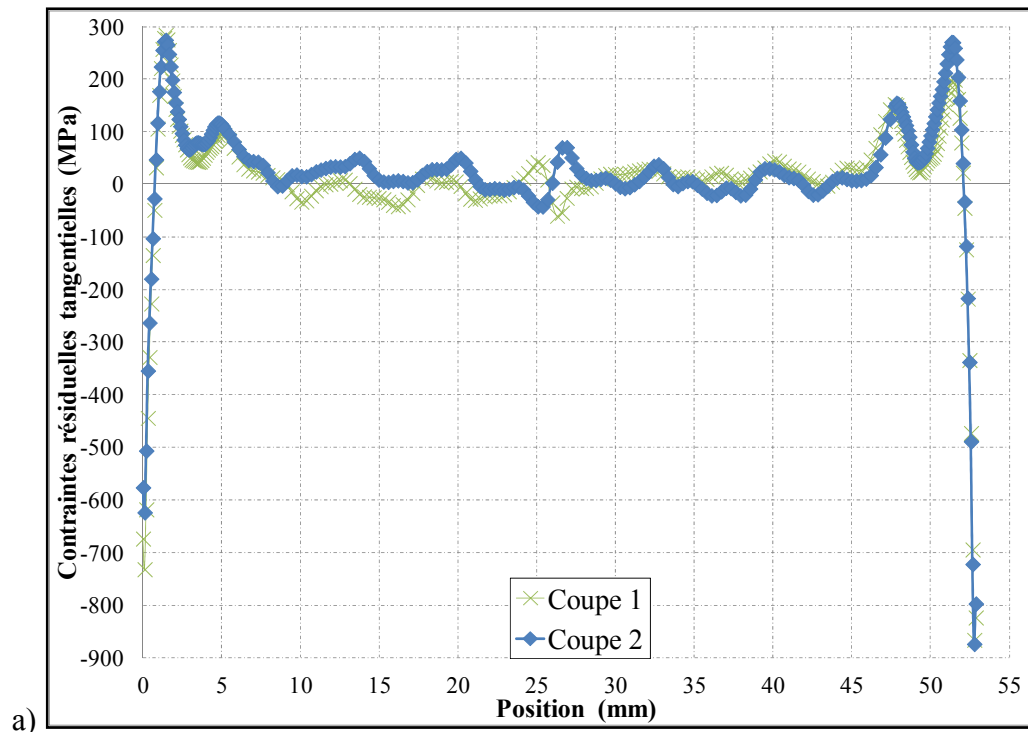
Figure-A X-8 Contraintes résiduelles calculées avec les données et modèles de chaque côté séparément mais en soustrayant les déplacements d'une roue relaxée (coupe tangentielle)

Les résultats obtenus en corrigeant avec les déplacements de la roue relaxée sont moins cohérents que ceux obtenus sans correction (Figure-A X-6). En effet, les profils du même type (dent ou corps) corréleront moins bien entre eux. Les profils pour les deux côtés sur chaque dent sont eux aussi très différents. L'allure des contraintes prédites avec les côtés « corps » peut être mise en doute (tension assez importante à 0 mm). Ces mauvais résultats tendent à indiquer que les erreurs de coupe estimées avec la roue relaxée ne sont probablement pas représentatives des erreurs réelles sur chaque profil. D'ailleurs, les contraintes calculées avec les déplacements de la roue relaxée seulement semblaient être assez élevées pour une roue supposément sans contraintes résiduelles. Il est possible que la couche oxydée sur les faces extérieures ait nuit tout au long de la coupe car le fil a tendance à

emporter les débris vers le centre de la coupe en se déroulant. L'idée mériterait quand même d'être poussée plus loin, possiblement en coupant une fine couche sur une pièce déjà coupée ou en utilisant une roue relaxée mais sans oxydation en surface. Dans tous les cas, les erreurs à corriger doivent être faciles à reproduire d'une pièce à l'autre pour pouvoir être corrigées efficacement par cette approche.

#### *Moyenne des profils de contraintes résiduelles calculés de chaque côté séparément*

Une autre façon de traiter différemment les problèmes rencontrés avec l'application de la MDC aux roues dentées est de faire la moyenne des profils des contraintes résiduelles finaux calculés de façon indépendante. Pour être précise, cette technique nécessite que les erreurs de trajectoire de coupe ne soient pas significatives car elles entraîneront les mêmes erreurs antisymétriques dans les déplacements de part et d'autre. Ces erreurs en déplacement ne vont pas correspondre aux mêmes valeurs en terme de contrainte (car la rigidité est différente des deux côtés) et donc la moyenne des profils finaux ne pourra que les enlever partiellement. Par contre, faire la moyenne des profils de contraintes résiduelles de part et d'autre pourrait permettre d'enlever les erreurs liées aux cisaillements si l'on suppose que le relâchement de ces derniers produit des erreurs égales sur la contrainte normale mesurée de chaque côté ( $+\sigma$  d'un côté,  $-\sigma$  de l'autre). En effet, le relâchement des mêmes forces liées aux cisaillements causera des déplacements probablement différents des deux côtés mais ces déplacements seront associés aux modèles d'éléments finis de rigidité correspondante (les plus grands déplacements utilisés sur le modèle moins rigide et vice versa). En pratique, il ne faut pas perdre de vue le fait que la coupe a une certaine épaisseur et que les forces relâchées peuvent être différentes aux deux plans de coupe (surtout pour une coupe dans un profil irrégulier comme les roues dentées). La Figure-A X-9 montre les résultats des mesures de contraintes résiduelles obtenus en utilisant cette approche pour la coupe à  $30^\circ$  sur la roue D2-2. L'expérience a été répétée à un deuxième endroit sur la même roue pour pouvoir juger du mérite de cette approche comme auparavant.



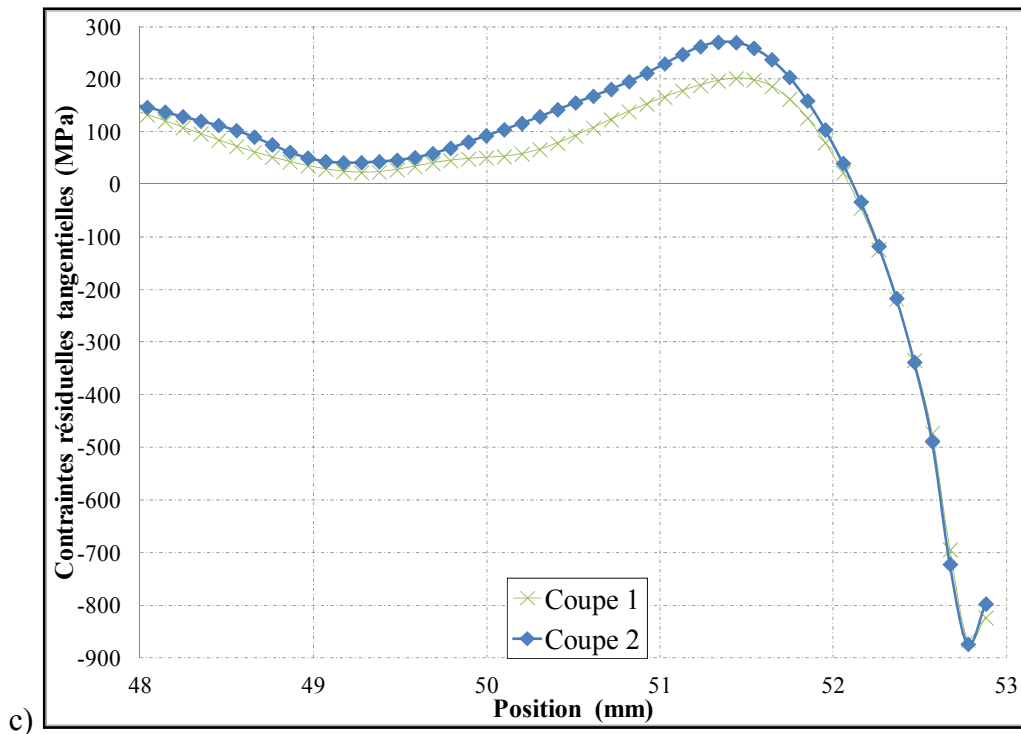


Figure-A X-9 Profils obtenus en faisant la moyenne des contraintes résiduelles calculées avec les données et modèles de chaque côté (coupe à 30 °, Roue D2-2) : a) vue d'ensemble, b) zoom sur la partie de gauche et c) zoom sur la partie de droite

Les contraintes résiduelles mesurées pour les deux coupes corrèlent très bien en utilisant cette approche. La différence moyenne entre les deux profils est de seulement 27 MPa. La tendance observée dans les deux cas est tout à fait logique : compression près des bords, pic de tension sous la surface et contraintes à peu près nulles au centre. Notons que l'effet de la bavure est encore visible au centre mais il est très faible en utilisant cette approche comparativement à l'approche initiale. Cette façon de faire a également donné les meilleurs résultats pour la coupe tangentielle. Une étude plus détaillée serait requise pour pousser plus loin la validation de cette approche dans d'autres cas.

#### *Discussion sur le choix de modèles allégés pour le corps de la roue*

Tous les modèles d'éléments finis utilisés dans cette annexe pour faire les calculs du côté du corps de la roue ne représentaient qu'une certaine portion de la roue restante après les coupes. Il est probable, comme dans le cas du calcul des matrices de correction du Chapitre 4, que la quantité de volume incluse dans le modèle modifie plus ou moins les contraintes calculées pour le côté corps jusqu'à un certain point où les résultats vont converger. Par contre, pour les deux types de coupes étudiées dans cette annexe, une différence significative de rigidité était déjà observée avec ces modèles allégés. Cette différence peut être quantifiée aisément en appliquant les mêmes déplacements sur les modèles des deux côtés et en

comparant les contraintes résultantes. Étant donné que l'objectif dans cette étude n'était pas de quantifier précisément les contraintes résiduelles mais plus d'explorer les défis posés par ce type d'application, les calculs n'ont pas été refaits avec des modèles plus volumineux (encore plus rigides) pour vérifier si les contraintes calculées évoluent beaucoup dans ces conditions. Mentionnons que la limite en nombre d'éléments de la version académique d'ANSYS® (celle disponible à l'ÉTS) risque de limiter cette future étude sur l'effet du volume inclus dans le modèle, particulièrement dans le cas de la coupe à 30 ° qui nécessite la modélisation d'un plus grand volume de matière.

### *Recommandations*

L'application de la MDC aux roues dentées présente de sérieux défis. Les résultats présentés dans cette annexe ont tout de même permis de mettre en lumière quelques pistes et peuvent servir de base à une étude future visant à mesurer précisément les contraintes résiduelles dans un cas aussi complexe. Les idées suivantes mériteraient d'être testées seules ou en combinaisons :

- Couper les roues avec une machine d'électroérosion de haute précision et avec un fil beaucoup plus fin. Cela pourrait permettre de réduire fortement les erreurs de coupe (irrégularités, contraintes introduites par la coupe, etc.), de diminuer la largeur de coupe (et les erreurs qui lui sont associées) et de limiter l'éventuel phénomène de sur-érosion décrit au Chapitre 3. Ce genre de coupe pourrait potentiellement augmenter la répétitivité des surfaces obtenues d'une coupe à l'autre.
- Développer une technique pour produire des roues sans contraintes résiduelles et avec un état de surface comparable aux roues induites. L'utilisation d'une fournaise à atmosphère contrôlée pour faire le traitement de relaxation des roues ainsi que de conditions d'usinage minimisant les contraintes initiales pourraient probablement donner de meilleurs résultats que ceux obtenus dans cette annexe. La correction avec un profil mesuré sur une roue relaxée représentatif des coupes sur les roues induites pourrait permettre d'éliminer la majorité des erreurs symétriques et les erreurs de trajectoire de coupe antisymétriques.
- Pousser plus loin l'idée de faire la moyenne des profils finaux des contraintes. Cette approche peut aider à enlever une partie des erreurs de trajectoire de coupe et surtout des erreurs liées au relâchement des contraintes de cisaillement qui ne peuvent pas être éliminées par la correction avec roue relaxée. Une étude analytique ou numérique pourrait être entamée pour vérifier les limites d'application d'une telle approche.



## ANNEXE XI

### SIMULATION PAR ÉLÉMENTS FINIS D'UNE COUPE À 30 DEGRÉS

La procédure expérimentale exposée au Chapitre 4 permettant la mesure de contraintes résiduelles par DRX dans les roues dentées implique une coupe selon la tangente à  $30^\circ$  des neuf dents adjacentes à la dent étudiée pour permettre l'accès aux faisceaux de rayons X. Cette coupe relâche inévitablement des contraintes résiduelles dans une certaine partie du volume. Une vérification expérimentale de cette redistribution avec une jauge de déformation miniature est impossible étant donné que cette coupe est réalisée par électroérosion (les courants lors de la coupe viennent fausser la lecture et endommagent la jauge). Une étude numérique de cette redistribution, similaire à celle de ANNEXE IV, a donc été entreprise pour vérifier la validité des mesures DRX faites en pied de la dent adjacente à cette coupe. Le logiciel d'éléments finis ANSYS® a été utilisé une fois de plus pour bâtir un modèle avec des briques à huit nœuds. La Figure-A XI-1 montre le maillage final avant et après la coupe virtuelle. Seuls les mouvements de corps rigide sont bloqués. La géométrie virtuelle de la dent est la même que celle utilisée pour déterminer les matrices  $\mathbf{K}'$  au Chapitre 4.

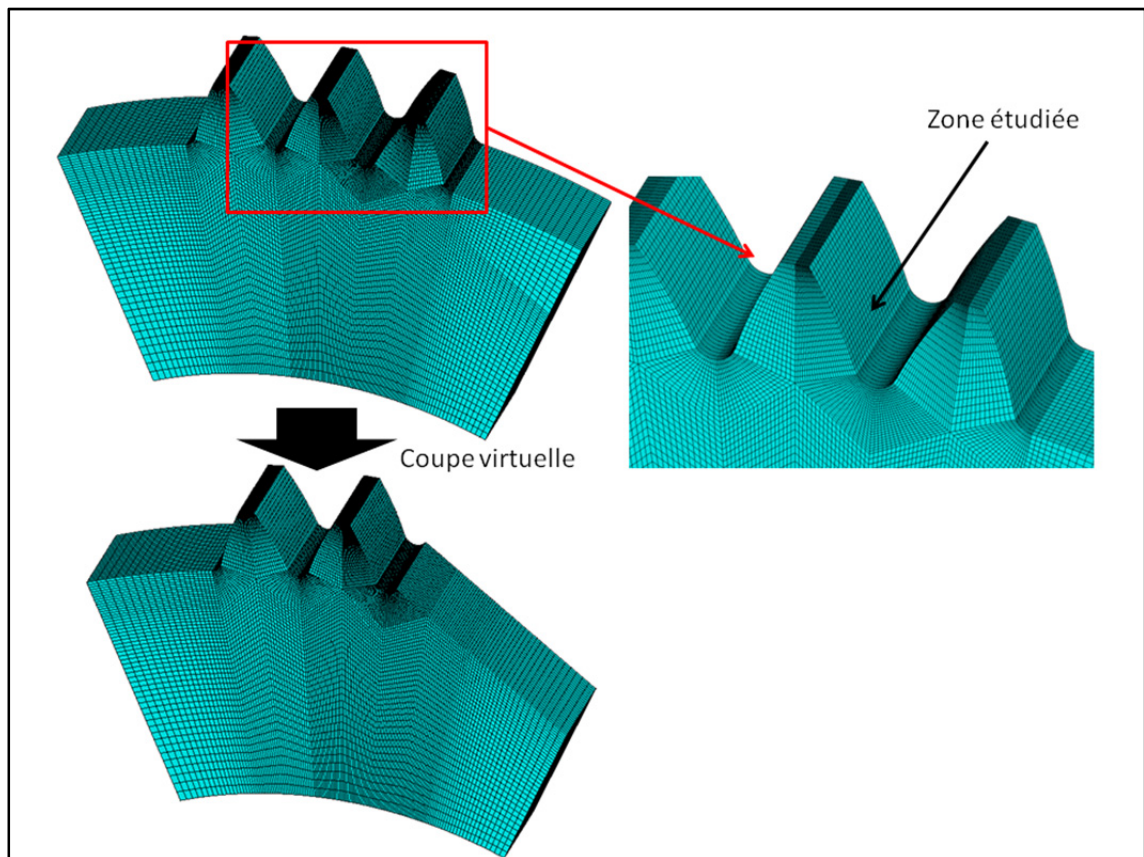


Figure-A XI-1 Modèle d'éléments finis utilisé pour simuler l'effet de la coupe à  $30^\circ$

Les contraintes résiduelles virtuelles ont été introduites symétriquement de part et d'autre du creux de dent étudié par le moyen d'une distribution de température fictive. Cette distribution a été choisie afin d'obtenir le plus possible des contraintes résiduelles de forme représentative des valeurs mesurées après induction et d'amplitude égale ou supérieure aux contraintes des recettes A et D (celles avec les contraintes les plus importantes causant potentiellement plus de redistribution). La redistribution des contraintes, c'est-à-dire la différence entre les contraintes initiales et finales, a été calculée pour différents modèles de plus en plus raffinés jusqu'à l'atteinte de la convergence. Cette redistribution est simulée en désélectionnant les nœuds et éléments appartenant au volume enlevé et en laissant les contraintes initiales se redistribuer avec la commande *SOLVE*. L'évolution des contraintes a été relevée aux rangées de nœuds situées à mi-épaisseur et sur les faces extérieures et ce pour le début du congé (zone la plus à risque au bas de poche) et au centre d'une éventuelle poche d'électropolissage. Cette façon de faire garantit la validité des conclusions pour les zones 1 et 2. À titre d'exemple, la Figure-A XI-2 montre les contraintes observées au centre de poche et à mi-épaisseur avant et après l'enlèvement de la matière adjacente à la dent d'intérêt.

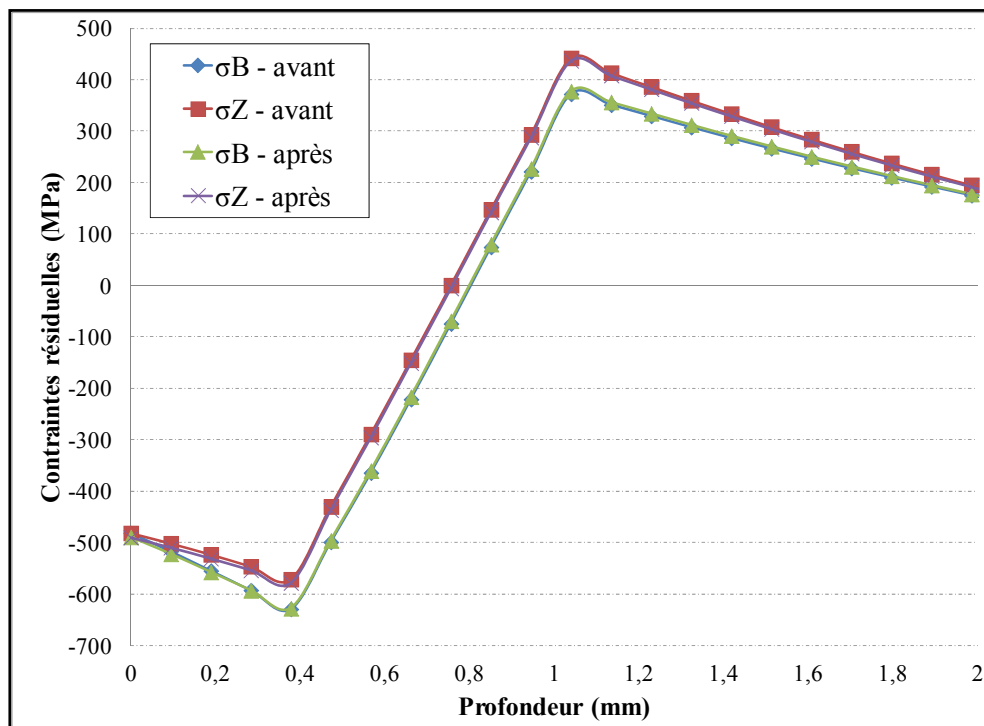


Figure-A XI-2 Évolution des contraintes résiduelles au centre de la future zone de mesure et à mi-épaisseur causée par la coupe virtuelle à 30 °

On constate sur la figure précédente que la redistribution des profils causée par cet enlèvement de matière est négligeable. Dans la zone qui a été étudiée au Chapitre 4 (0 à 0,8 mm), l'évolution des contraintes est contenue dans l'intervalle -9 à +5 MPa. La redistribution au bas de la poche (début du creux) était légèrement plus importante (de -10 à +19 MPa) mais pas assez pour invalider les mesures non plus. Ces résultats confirment la validité de la procédure expérimentale utilisée au Chapitre 4 pour permettre l'accès aux rayons X.



## ANNEXE XII

### PROCÉDURE D'ESSAI EN FATIGUE DE FLEXION

Cette procédure explique comment lancer un essai de flexion dent-par-dent sur des roues dentées droites à l'aide du banc d'essai de l'UQAR.

#### A- Préchauffage de la machine :

1. S'assurer que le vérin est libre de se déplacer (goupille enlevée, pas de capteur COD ou bloc dans sa trajectoire).
2. Ouvrir l'ordinateur et la console de commande. Choisir la configuration désirée pour le poste de travail.
3. Désengager l'arrêt d'urgence sur le groupe hydraulique. Démarrer le groupe hydraulique en deux temps (Appuyer sur « HPU I », attendre 15 min et appuyer sur « HPU II »). Ensuite, appuyer successivement sur les deux boutons « HSM » en attendant quelques secondes entre les deux (amène la pression hydraulique au vérin).
4. Vérifier visuellement la position du vérin et l'état des composantes à l'arrière du banc. Estimer le déplacement à faire vers le haut (direction négative).
5. Monter manuellement le vérin à une position proche de la plage d'essai.
6. Mettre des limites machine sur le panneau affiché à l'écran :  $\pm 2,5$  mm,  $\pm 1$  kN.
7. Avec l'application *Function generator*, faire cycliser manuellement ce dernier en utilisant les paramètres suivants : *Stroke control*, amplitude de 2 mm, fréquence de 0,5 Hz, forme sinusoïdale, temps de 15 minutes.
8. Désactiver les limites sur la position.

#### B- Installation d'une roue sur le banc d'essai :

1. S'assurer d'être en mode de contrôle de déplacement.
2. Couper le « HSM II » pour faire descendre le vérin.
3. Allumer le bloc d'alimentation auxiliaire pour les cellules de couple et de force sur la dent. Vérifier qu'il est bien branché à la carte de la boîte et ajuster la tension de sortie à 20 V (courant continu).
4. Attendre 1 h pour que l'électronique se réchauffe si tout était fermé.
5. Vérifier le niveau de graisse dans le système automatique près de la machine.
6. Nettoyer l'arbre sur lequel la roue devra s'engager, la cannelure interne de la roue, l'appui sous le bloc de contact ainsi que le flanc de la dent à tester.
7. Installer un bloc de contact neuf (ou retourner le bloc existant pour utiliser une arrête neuve). Il faut seulement insérer les deux vis sans les serrer. Utiliser des blocs avec des arêtes non chanfreinées parce que le point d'application de la dent sur le bloc s'approche du bord du bloc.
8. Nettoyer le bloc d'appui nouvellement installé (pour enlever toute particule dans la zone de contact) et graisser généreusement ce dernier dans la future zone de contact avec la dent. Utiliser la graisse grise haute pression utilisée normalement pour les mors mobile de la machine.

9. Faire le décalage (*offset*) en charge (0 V) sur le capteur de force de la dent pendant qu'il ne touche à rien et sur la force du vérin (0 N) pendant qu'il est libre lui-aussi.
10. Faire tourner à la main l'arbre et la cellule de torsion pour éviter d'user les roulements toujours au même endroit. Faire un mouvement de va-et-vient axialement pour aider à graisser les paliers.
11. Brancher le connecteur de la cellule de torsion.
12. Mettre la couple à zéro sur la cellule de couple pendant qu'elle est libre.
13. Insérer le bras de levier sur l'arbre arrière en position verticale et le tourner pour l'amener à l'horizontale. Choisir l'angle initial de l'arbre de façon à ce que le connecteur de la cellule de couple ne touche pas aux parois du bâti.
14. Glisser la roue dans la cannelure avant le plus possible à la bonne position pour avoir la dent à tester sur le bloc de contact.
15. Mesurer l'angle du bras de levier à l'arrière avec le rapporteur magnétique pour s'assurer qu'il est environ horizontal (important : viser  $1,5 \pm 0,5^\circ$  pour que la position du bras soit horizontale lorsque les charges seront appliquées). Au besoin, décaler en même temps la roue et le bras de levier d'une dent sur leurs cannelures internes respectives (corrige environ l'angle du bras de levier de  $1^\circ$  pour un décalage d'une dent de chaque côté).
16. Ajouter un peu de graisse sur le flanc de dent à tester. Attention de ne pas en mettre au pied de la dent où les fissures vont s'amorcer car la graisse pourrait se glisser entre les lèvres de la fissure et ainsi influencer sa propagation.
17. Lorsque la roue et le bras de levier sont à la bonne position, visser doucement le bloc de contact de la dent. Le serrage doit se faire graduellement avec la clé dynamométrique préréglée à 120 lb.po en alternant entre les vis avant et arrière. Vérifier que le bloc est bien droit dans les deux directions verticale et latérale.
18. Serrer l'écrou du bras de levier à l'arrière et l'écrou de la roue à l'avant.
19. Installer la plaque avant. Les vis doivent être serrées avec une clé dynamométrique réglée à 40 lb.pi.
20. Appuyer sur « HSM II ». Il y a un danger supplémentaire à partir de ce point car la machine est sous pression!
21. Bouger doucement le vérin en contrôle de déplacement pour l'amener à la bonne position par essais et erreurs afin que la goupille puisse être insérée à fond et ainsi solidariser la fourche du vérin avec le bras de levier. La goupille s'insère à la main (sans outil et sans forcer). S'il faut forcer pour l'insérer, retirer la goupille, réajuster la hauteur du vérin légèrement et réessayer d'insérer la goupille. S'il s'avère impossible d'insérer la goupille sans forcer même avec le meilleur ajustement en hauteur c'est que l'ajustement latéral est incorrect (bouger le banc par rapport à la machine MTS® après avoir dévissé les vis de maintien).
22. Une fois la goupille en place, installer l'anneau élastique.
23. Installer la plaque arrière. Les vis doivent être serrées avec la clé dynamométrique réglée à 40 lb.pi.
24. Connecter les six tubes de graissage sur les roulements et la goupille. S'assurer que le système est branché dans le mur et connecté au panneau de contrôle.
25. Mettre le déplacement du vérin à 0 mm une première fois pour éviter de dépasser les limites suivantes.

26. Ajuster les limites de sécurité suivantes à l'écran (et non dans le programme) : Force max vérin = force max prévue + 1 kN, Force min vérin = -0,3 kN, déplacement max 3 mm, déplacement min -2 mm, Action : Arrêt hydraulique (*station power OFF*). Ces limites seront plus larges que celles dans le programme et serviront de deuxième ligne de défense aux limites du programme si un problème survient.
27. Passer en contrôle de force. Cocher *Manual control*.
28. Appliquer une charge 500 N avec le vérin.
29. Installer le capteur COD le plus droit possible à l'arrière du banc. Attention à la disposition du fil (ne doit pas frotter ou être dans la trajectoire des autres pièces).
30. Taper la charge max de l'essai, bouton « entrée », charge min (5 % du max), bouton « entrée », charge max, bouton « entrée », charge min (5 % du max), bouton « entrée ». Cela permet de faire manuellement deux cycles pour placer le capteur COD en position stable.
31. Taper la charge 500 N, bouton « entrée ». Cette faible charge est choisie arbitrairement. Elle permet d'avoir des zéros plus répétables et comparables d'un essai à l'autre pour le capteur COD et la position du vérin car la dent est forcée légèrement en contact contre le bloc.
32. Mettre la valeur du capteur COD à 0 V.
33. Mettre le déplacement du vérin à 0 mm.
34. Taper la charge max de l'essai, bouton « entrée ». Noter la valeur actuelle du capteur COD ainsi que la position du vérin à cette charge max qui sont affichées à l'écran de l'ordinateur, taper la charge min (5 % du max), bouton « entrée ». Cette étape applique un troisième cycle manuellement et permet d'obtenir les deux valeurs requises pour les calculs des limites. Éviter de rester trop longtemps sous la charge max pour ne pas induire de fluage.

### C- Lancement d'un essai :

1. Ouvrir le menu applications, onglet *Multipurpose Testware (edit only)*.
2. Ouvrir le programme : *HCF\_ESK30520\_f=x.000*.
3. Calculer les limites max du programme pour : déplacement vérin (mm), charge vérin (N), COD (mm/mm), couple (V), force de sortie sur la dent (V). Utiliser la feuille de données du test.
4. Modifier ces dernières dans la table des limites du programme.
5. Vérifier, modifier et renommer le programme (*ESK\_#roue\_#dent\_chargemaxN*) comme suit : charge max, charge min, charge moyenne dans la rampe de montée à moyenne, fréquence 20 Hz, Sinus,  $R = 0,05$ ,  $10^6$  cycles au maximum, etc.
6. Enregistrer sous un autre nom *HCF\_ESK30520\_f=(en cours).000* et fermer le programme.
7. Ouvrir le menu applications, *Multipurpose testware*.
8. Créer un nouvel échantillon avec l'outil *specimen editor* et lui associer le programme créé plus haut dans *procedure*. Vérifier que le bon dossier est sélectionné pour enregistrer les données. Le nom de spécimen est le nom du dossier dans lequel les fichiers de l'essai vont être créés.
9. Aller chercher le nouvel échantillon dans la liste de la fenêtre MPT et vérifier que c'est bien le bon nom et le bon programme.

10. Décocher *manual command* et cocher le cadenas pour verrouiller la procédure.
11. Lancer le programme avec le bouton PLAY. Le programme demande une confirmation que tout est correct avant de démarrer. Vérifier le montage à nouveau (vis en places, capteurs tous branchés, etc.) et appuyer sur le bouton « Démarrer » près du compteur de cycle.
12. Vérifier que l'essai se déroule normalement : charges max et min bien atteintes, niveau de vibration normal, pas de limite atteinte immédiatement, signaux stables, etc.

#### **D- Terminer un essai :**

1. Cocher *exclusive control*.
2. Redémarrer les composantes hydrauliques au besoin.
3. Passer en contrôle de force. Cocher *Manual control*.
4. Demander une charge de 0 N sur le vérin.
5. Repasser en contrôle de déplacement pour plus de sécurité.
6. Enlever les six tubes de graissage et vérifier qu'ils sont remplis de graisse et donc que la lubrification fonctionne bien.
7. Retirer la plaque avant et la pièce d'épaulement sur la roue.
8. Retirer la plaque arrière et la pièce d'épaulement du bras de levier.
9. Enlever le capteur COD délicatement. Attention à vos doigts et au capteur!
10. Enlever la goupille en s'aidant d'une pince. Il est parfois nécessaire de bouger un peu le vérin pour réussir à la dégager.
11. Appuyer sur « HSM II » pour couper la pression au vérin et le faire descendre lentement jusqu'à ce qu'il s'appuie sur les blocs de protection sous la rondelle.
12. Dévisser le bloc de contact.
13. Enlever le connecteur de la cellule de couple.
14. Dégager la roue délicatement en évitant de toucher à la dent testée.
15. Retirer le bras de levier.
16. Noter les résultats dans le fichier et sur la feuille de données du test.
17. Fermer tout si aucun autre test n'est à faire.

## ANNEXE XIII

### DÉTERMINATION DES PARAMÈTRES POUR LA CORRÉLATION D'IMAGES

Des essais préliminaires ont été conduits afin de choisir les paramètres du logiciel de corrélation d'images. Tout d'abord, la taille de sous-fenêtre (*facet size*) est le paramètre fondamental pour la mesure de champs de déformations par corrélation d'images. Dans le cadre de cette thèse, elle doit être choisie suffisamment petite pour pouvoir décrire raisonnablement le profil de la dent et pour maintenir une résolution spatiale assez élevée permettant ainsi de bien caractériser les gradients de déformations en présence. D'un autre côté, une taille de sous-fenêtre trop petite entraînera une chute de la précision des mesures en général et la méthode deviendra très sensible aux erreurs locales (Masuyama, Yoshiizumi et Inoue, 2006). Les données nécessiteraient alors plus de filtrage. La taille de sous-fenêtre doit donc être choisie judicieusement à l'intérieur d'une plage relativement restreinte. Ce paramètre est en fait limité par la taille des points noirs du mouchetis qui est utilisé. La règle générale est d'essayer de couvrir quelques points noirs de trois à cinq pixels chacun dans chaque sous-fenêtre. Mentionnons au passage que la technique de mouchetis utilisée dans cette thèse a été développée afin de viser des points mesurant cette taille et couvrant environ 50 % de la surface. La taille de sous-fenêtre recommandée dans le logiciel est de 15 pixels. Considérant toutes ces informations, trois tailles de sous-fenêtre ont été testées afin de montrer l'influence de ce paramètre (10, 15 et 20 pixels).

Le second paramètre à déterminer est l'enchevêtrement des sous-fenêtres (*facet step*). Il représente le nombre de pixels dans chaque sous-fenêtre couvrant une portion de l'image qui n'est pas déjà couverte par une autre sous-fenêtre (*overlap*). Augmenter l'enchevêtrement permet en théorie de conserver une résolution spatiale intéressante tout en utilisant de grosses sous-fenêtres qui favorisent la précision de mesure (Masuyama, Yoshiizumi et Inoue, 2006). En pratique, cette astuce est rapidement limitée car à fort enchevêtrement les calculs restent basés sur de courtes distances de référence rendant ainsi la méthode plus sensible aux erreurs locales (reflet de lumière, défaut dans la peinture, petit déplacement difficile à détecter, etc.). Le fabricant du système de corrélation d'images recommande l'utilisation d'un enchevêtrement égal à la taille de sous-fenêtre moins deux ou trois pixels pour un rendement optimal de son algorithme. La valeur par défaut de l'enchevêtrement est donc de 13 pixels pour la taille de sous-fenêtre de 15 pixels. Les couples taille de sous-fenêtre-enchevêtrement suivants ont donc été retenus : 10-8, 15-13, 20-17.

Le troisième paramètre à déterminer est la taille de référence pour les calculs (*computation size*). Selon le manuel du logiciel, il s'agit de la longueur, en nombre de sous-fenêtres, sur laquelle s'effectuent les calculs des déformations. Aucun détails supplémentaires n'est donné pour clarifier comment intervient ce paramètre dans les calculs. Le fabricant recommande d'utiliser une taille de référence de trois sous-fenêtres (le minimum) pour les mesures locales

de déformations. Ce paramètre a été retenu pour les calculs ainsi que pour les opérations de filtrage (*filter size*) afin d'être cohérent dans l'analyse.

Le quatrième paramètre à déterminer est le filtre des données brutes. L'utilisateur doit choisir le type de filtre (*average, gradient, median*) et le nombre de passe de filtrage (*filter runs*). Pour le type de filtre, le manuel du logiciel ne donne pas de détails sur les équations utilisées encore une fois. Les trois types ont donc été testés en observant l'évolution d'un profil de déformations de von Mises en pied de dent lors de l'application de la charge de 9,5 kN sur le vérin. Le filtre *average* a été retenu car il enlève le bruit dans le profil sans réduire significativement les valeurs maximales. Le filtre *gradient* a de son côté semblé inefficace pour enlever le bruit dans cette application tandis que le filtre de type *median* a laissé des oscillations dans le profil même après deux passes. Ensuite, le principe général est d'essayer de réduire au maximum le nombre de passes de filtrage. On juge qu'après deux passes l'opération de filtrage commence peut-être à masquer des tendances expérimentales réelles. Les différentes combinaisons de taille de sous-fenêtre-enchevêtrement mentionnées précédemment ont donc été testées en utilisant aucune, une ou deux passes de filtrage. Les autres paramètres ont tous été laissés aux valeurs par défaut. La Figure-A XIII-1 compare les profils de déformations obtenus en utilisant les différentes combinaisons de paramètres. Le plan à 21,8 ° est utilisé comme dans la section 5.3.5.2 du Chapitre 5 pour permettre une comparaison précisément au même endroit pour tous les cas.

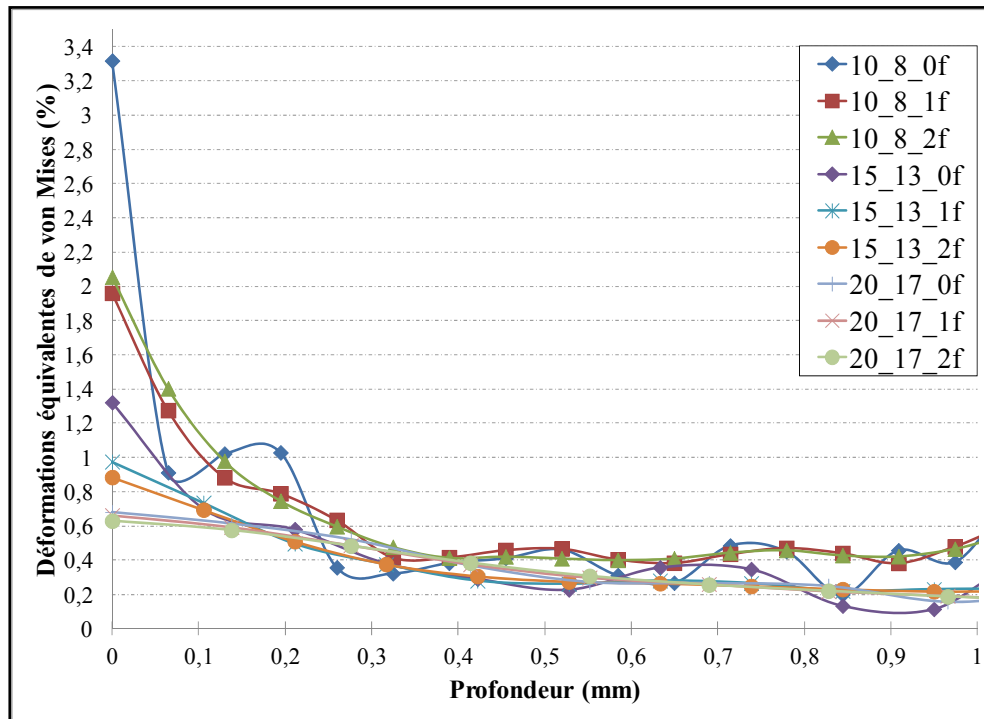


Figure-A XIII-1 Profils de déformations mesurés en pied de dent avec différents paramètres

La Figure-A XIII-2 montre les mêmes données mais en utilisant une échelle plus adaptée pour voir les détails dans les profils obtenus avec des tailles de sous-fenêtre de 15 et 20 pixels.

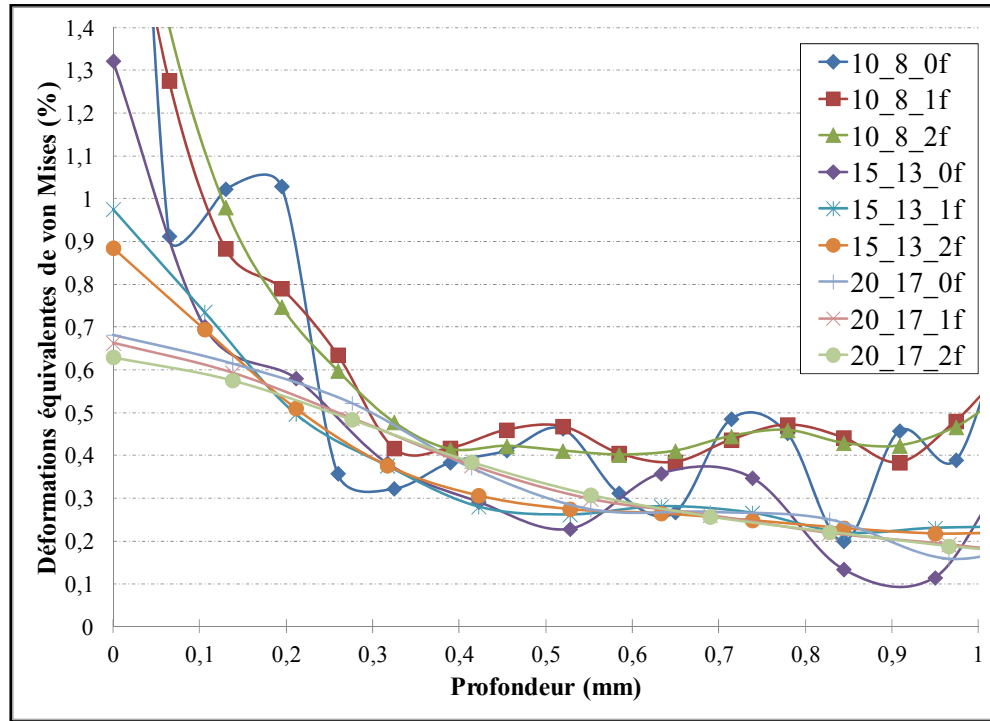


Figure-A XIII-2 Profils de déformations mesurés en pied de dent avec différents paramètres (échelle différente de la figure précédente)

Les figures précédentes montrent que tous les profils mesurés avec une taille de sous-fenêtre de 10 pixels, même après filtrage, donnent des valeurs irréalistes pour les déformations en surface (parfois supérieures à la déformation à la rupture du matériau). Les trois configurations associées à cette taille sont donc écartées. Ensuite, le profil obtenu avec une taille de sous-fenêtre de 15 pixels semble lui-aussi quelque peu exagéré en surface en l'absence de filtrage. L'application de deux passes de filtrage dans ce cas engendre des valeurs plus réalistes en surface et élimine pratiquement toutes les oscillations dans le profil en général (Figure-A XIII-2). De son côté, la taille de sous-fenêtre de 20 pixels donne un profil avec relativement moins d'oscillations et une valeur plus réaliste en surface même sans filtrage. Une passe de filtrage semble tout de même préférable pour éliminer pratiquement toutes les oscillations dans le profil sans modifier significativement la valeur mesurée en surface. Les configurations des paramètres utilisées dans les analyses du Chapitre 5 sont donc 15-13-2 (configuration A) et 20-17-1 (configuration B).





## ANNEXE XIV

### VERSION SIMPLIFIÉE DU PROGRAMME UTILISÉ POUR APPLIQUER LE MODÈLE DE FATIGUE

Cette section présente une version allégée du programme *bending\_gear.m* utilisé pour appliquer le modèle de fatigue aux roues induites. L'analyse est limitée à deux plans de nœuds seulement dans cette version pour des raisons d'économie d'espace. Ce programme importe automatiquement les fichiers issus de l'analyse par éléments finis : listes des nœuds (#noeud, coordonnées en ordre) et contraintes dans le référentiel de chaque plan (#noeud, les six contraintes en ordre). Ils doivent être dans le même répertoire et mis sous format texte. Le référentiel de chaque plan est utilisé à cette étape pour permettre une superposition directe des contraintes résiduelles selon les hypothèses énoncées précédemment (x pour la profondeur, y pour la direction normale au plan i et z pour la direction axiale). Ces fichiers NLISTi et PRNSOLi sont obtenus pour chaque plan (i = 1 à 10) avec les commandes du même nom dans le logiciel d'éléments finis (les commentaires en texte doivent cependant être supprimés des fichiers bruts avant de lancer le programme MATLAB®).

#### *bending\_gear.m* (pour MATLAB®)

```
clear          % Vider la mémoire
close all      % Fermer les figures déjà ouvertes
clc           % Vider l'historique des commandes

% Nom: Bending_gear.m
% PROGRAMME PERMETTANT D'APPLIQUER LE MODÈLE DE FATIGUE DE FLEXION
% Programmeur: Vincent Savaria
% Date: 29 juillet 2013
% Doctorat en génie
% École de technologie supérieure

% Description:
% Ce programme permet d'importer les données de microdureté, les
% contraintes appliquées provenant d'une analyse par EF et les contraintes
% résiduelles en pied de dent. Il assigne les propriétés mécaniques aux
% bons endroits, superpose les contraintes appliquées et résiduelles,
% calcule la contrainte équivalente selon le critère choisi et permet la
% détermination de la limite d'endurance en flexion.

% Procédure d'utilisation:
% 1) Préparer les fichiers bruts :
% cr, hardness,NLIST_1 à i,PRNSOL_1 à i,
% (voir les conventions ci-bas)
% 2) Ouvrir le programme et modifier les paramètres dans la section 1
% 3) Lancer le programme et enregistrer les résultats si désiré
% Note: Ajouter également les fichiers suivants pour l'affichage 3D des
% éléments avec les couleurs fonctions du paramètre di:
```

```

% NLISTTOT: #noeud,x,y,z,,thetax,thetay,thetaz (en système CSYS0)
% ELISTTOT: #element,MAT,TYP,REL,ESY,SEC,N1,N2,N3,N4,N5,N6,N7,N8

% Conventions utilisées dans la préparation des fichiers en entrée:
% nlist: NODE X Y Z THXY THYZ THZX (en ordre des # des noeuds)
% prnsol: NODE SX SY SZ SXY SYZ SXZ (en ordre des # des noeuds)
% hardness: HV Profondeur (microns) Position selon l'épaisseur
(Trajectoire CMT)
% cr: Profondeur SbMID SzMID SbTOP (de 0 à la profondeur max)
% X: Position selon la profondeur (X+ vers l'intérieur)
% Y: Position selon l'épaisseur (y=0 à mi-épaisseur sauf pour hardness où
y=0 sur une des faces)
% Les contraintes et positions des noeuds sont dans le système de chaque
% plan (ayant son axe X perpendiculaire à la surface du profil).

% Unités générales utilisées pour les calculs:
% Coordonnées: mm
% Contraintes: MPa
% Microdureté: Vickers 500g

%=====
% 1- Définition des paramètres de l'analyse
%=====
% 1.1 - Matériau
alphacase=0.456; % Paramètre alpha du critère de Crossland pour la zone
durcie
betacase=801;    % Paramètre beta du critère de Crossland pour la zone
durcie
alphasr=0.572;  % Paramètre alpha du critère de Crossland pour la zone
sur-revenue
betasr=440;     % Paramètre beta du critère de Crossland pour la zone
sur-revenue
alphacore=0.384; % Paramètre alpha du critère de Crossland pour le coeur
betacore=529;   % Paramètre beta du critère de Crossland pour le coeur
ngrad=0.5;      % Facteur n dans le critère avec effet du gradient sur
sigma H
Bgrad=0.3;      % Facteur B dans le critère avec effet du gradient sur
sigma H
fini=0.92;      % Facteur à appliquer pour tenir compte du fini de
surface

% 1.2 - Données en entrée
F=8000;         % Charge de flexion utilisée dans l'analyse EF initiale (N)
R=0.05;         % Rapport de chargement: R = Sigma MIN / Sigma MAX
mult=1.0;       % Multiplicateur de la charge initiale à appliquer avant de
calculer
ny=31;          % Nombre de rangées de noeuds selon l'épaisseur en EF
nyh=29;         % Nombre de profils de dureté selon l'épaisseur dans la
cartographie
decalage=3.175; % Décalage à appliquer à l'axe des Y de la cartographie
tol=0.01;       % Tolérance pour considérer deux positions identiques dans les
fichiers
t=6.35;         % Épaisseur de dent

% 1.3 - Configuration du programme

```

```

% Contrôle du mode d'utilisation du programme: (0=calcul
simple;1=itérations)
iter=0;
dF=100; % Incréments de charge appliquée pour les itérations (N)
% Choix du critère de fatigue multiaxiale utilisé:
%1=Crossland, 2=Crossland avec effet du gradient sur la partie
%hydrostatique
critere=1;
% Choix d'exporter ou non les résultats à la fin: (0=non,1=oui)
export=0;
% Choix de lancer la visualisation en 3D des éléments colorés selon di
visu=0;

%=====
% 2- Importation et traitement des contraintes appliquées initiales (EF)
%=====
% 2.1 - Importations des coordonnées des noeuds
NLIST_1 = importdata('NLIST_1.txt');
NLIST_2 = importdata('NLIST_2.txt');
% 2.2 - Importations des contraintes appliquées aux noeuds
PRNSOL_1 = importdata('PRNSOL_1.txt');
PRNSOL_2 = importdata('PRNSOL_2.txt');

% 2.3 - Application du multiplicateur de charge initiale avant de
poursuivre
% Note: on évite de multiplier la première colonne qui contient le #noeud
for i=2:7 % Pour toutes les colonnes contenant des contraintes
PRNSOL_1(:,i) = PRNSOL_1(:,i)*mult; % On multiplie les contraintes
end
for i=2:7 % Pour toutes les colonnes contenant des contraintes
PRNSOL_2(:,i) = PRNSOL_2(:,i)*mult; % On multiplie les contraintes
end

% Mise à jour de la force au besoin:
F=F*mult;

% 2.4 - Calcul du nombre de noeuds en x pour chaque plan
[m1,n1] = size(NLIST_1);
nx1=m1/ny; % Valide car tous les plans ont ny noeuds selon l'épaisseur
[m2,n2] = size(NLIST_2);
nx2=m2/ny; % Valide car tous les plans ont ny noeuds selon l'épaisseur

% 2.5 - Réorganisation des résultats pour les fonctions d'affichage MATLAB
% Note: Chaque plan de noeuds est traité un à la suite de l'autre
% ##### PLAN 1 #####
% ***** Traitement des positions selon x pour le PLAN 1 *****
% Extraction des coordonnées dans NLIST (selon l'ordre des # des noeuds)
xtemp = NLIST_1(:,2); % Les coordonnées en X sont à la 2e colonne
% Classement des coordonnées en ordre croissant de position
xclass = sort(xtemp);
% Enlèvement des répétitions
xclean = zeros(nx1,1); % Initialisation du vecteur nettoyé
xclean(1,1) = xclass(1,1); % La première valeur est la même
prec = xclass(1,1); % Assignation de la première valeur
"précédente"

```

```

pos = 2; % Position d'écriture de départ dans le vecteur
nettoyé
for i = 2 : m1 % Pour toutes les lignes de xclass sauf la
première
    val = xclass(i,1);
    diff=abs(val-prec);
    if diff > tol % Si on est en présence d'une nouvelle
coordonnée
        xclean(pos,1)=val; % Écriture de cette coordonnée puisque nouvelle
        prec=val; % Il y a une nouvelle valeur "précédente"
        pos=pos+1; % On incrémente la position d'écriture
    end
end
% Transfert d'un vecteur colonne vers un vecteur ligne
a = zeros(1,nx1); % Initialisation
a(1,:) = xclean(:,1); % Le vecteur "a" sera utilisé dans MESHGRID plus
loin

% ***** Traitement des positions selon y pour le PLAN 1 *****
% Extraction des coordonnées dans NLIST (selon l'ordre des # des noeuds)
ytemp = NLIST_1(:,4); % Les coordonnées en Y sont à la 4e colonne
% Classement des coordonnées en ordre croissant de position
yclass = sort(ytemp);
% Enlèvement des répétitions
yclean = zeros(ny,1); % Initialisation du vecteur nettoyé
yclean(1,1) = yclass(1,1); % La première valeur est la même
prec = yclass(1,1); % Assignation de la première valeur
"précédente"
pos = 2; % Position d'écriture de départ dans le vecteur
nettoyé
for i = 2 : m1 % Pour toutes les lignes de yclass sauf la première
    val = yclass(i,1);
    diff=abs(val-prec);
    if diff > tol % Si on est en présence d'une nouvelle
coordonnée
        yclean(pos,1)=val; % Écriture de cette coordonnée puisque nouvelle
        prec=val; % Il y a une nouvelle valeur "précédente"
        pos=pos+1; % On incrémente la position d'écriture
    end
end
% Transfert d'un vecteur colonne vers un vecteur ligne
b = zeros(1,ny); % Initialisation
b(1,:) = yclean(:,1); % Le vecteur "b" sera utilisé dans MESHGRID plus
loin

% Création des matrices des coordonnées pour les fonctions d'affichage
[X1,Y1] = meshgrid(a,b);

% ***** Construction des matrices de données pour le PLAN 1 *****
% Initialisation des matrices des contraintes et de #noeud
NO1 = zeros(ny,nx1); % Matrice gardant en mémoire le # des noeuds
SX1 = zeros(ny,nx1); % Matrice des valeurs de sigma X
SY1 = zeros(ny,nx1); % Matrice des valeurs de sigma Y
SZ1 = zeros(ny,nx1); % Matrice des valeurs de sigma Z
SXY1 = zeros(ny,nx1); % Matrice des valeurs de sigma XY

```

```

SYZ1 = zeros(ny,nx1); % Matrice des valeurs de sigma YZ
SXZ1 = zeros(ny,nx1); % Matrice des valeurs de sigma XZ
% On assigne la bonne valeur de la liste PRNSOL au bon endroit
for i = 1 : m1 % Pour toutes les lignes de NLIST et de PRNSOL
    % Coordonnées (x,y) du noeud en cours (selon le repère MATLAB)
    coordx=NLIST_1(i,2);
    coordy=NLIST_1(i,4);
    % Recherche de la position de ce noeud dans les matrices
    %En X:
    check=0; % Critère d'arrêt de la boucle
    k=1;      % Numéro de la colonne en cours
    while check==0
        cxt=X1(1,k); % La première ligne contient toutes les positions X
        diff=abs(coordx-cxt);
        if diff < tol
            check=1;
            posx=k; % C'est le numéro de colonne recherché
        end
        k=k+1;
    end
    %En Y:
    check=0; % Critère d'arrêt de la boucle
    k=1;      % Numéro de la ligne en cours
    while check==0
        cyt=Y1(k,1); % La première colonne contient toutes les positions Y
        diff=abs(coordy-cyt);
        if diff < tol
            check=1;
            posy=k; % C'est le numéro de ligne recherché
        end
        k=k+1;
    end
    % Assignment des valeurs de ce noeud au bon endroit dans les matrices
    NO1(posy,posx)=PRNSOL_1(i,1); % Le #ligne i est le même que dans NLIST
    SX1(posy,posx)=PRNSOL_1(i,2);
    SY1(posy,posx)=PRNSOL_1(i,3);
    SZ1(posy,posx)=PRNSOL_1(i,4);
    SXY1(posy,posx)=PRNSOL_1(i,5);
    SYZ1(posy,posx)=PRNSOL_1(i,6);
    SXZ1(posy,posx)=PRNSOL_1(i,7);
end

% ##### PLAN 2 #####
% ***** Traitement des positions selon x pour le PLAN 2 *****
% Extraction des coordonnées dans NLIST (selon l'ordre des # des noeuds)
xtemp = NLIST_2(:,2); % Les coordonnées en X sont à la 2e colonne
% Classement des coordonnées en ordre croissant de position
xclass = sort(xtemp);
% Enlèvement des répétitions
xclean = zeros(nx2,1); % Initialisation du vecteur nettoyé
xclean(1,1) = xclass(1,1); % La première valeur est la même
prec = xclass(1,1); % Assignment de la première valeur
"précédente"
pos = 2; % Position d'écriture de départ dans le vecteur
nettoyé

```

```

for i = 2 : m2                % Pour toutes les lignes de xclass sauf la
première
    val = xclass(i,1);
    diff=abs(val-prec);
    if diff > tol              % Si on est en présence d'une nouvelle
coordonnée
        xclean(pos,1)=val; % Écriture de cette coordonnée puisque nouvelle
        prec=val;          % Il y a une nouvelle valeur "précédente"
        pos=pos+1;         % On incrémente la position d'écriture
    end
end
% Transfert d'un vecteur colonne vers un vecteur ligne
a = zeros(1,nx2);           % Initialisation
a(1,:) = xclean(:,1); % Le vecteur "a" sera utilisé dans MESHGRID plus
loin

% ***** Traitement des positions selon y pour le PLAN 2 *****
% Extraction des coordonnées dans NLIST (selon l'ordre des # des noeuds)
ytemp = NLIST_2(:,4); % Les coordonnées en Y sont à la 4e colonne
% Classement des coordonnées en ordre croissant de position
yclass = sort(ytemp);
% Enlèvement des répétitions
yclean = zeros(ny,1);       % Initialisation du vecteur nettoyé
yclean(1,1) = yclass(1,1); % La première valeur est la même
prec = yclass(1,1);         % Assignment de la première valeur
"précédente"
pos = 2;                    % Position d'écriture de départ dans le vecteur
nettoyé
for i = 2 : m2 % Pour toutes les lignes de yclass sauf la première
    val = yclass(i,1);
    diff=abs(val-prec);
    if diff > tol              % Si on est en présence d'une nouvelle
coordonnée
        yclean(pos,1)=val; % Écriture de cette coordonnée puisque nouvelle
        prec=val;          % Il y a une nouvelle valeur "précédente"
        pos=pos+1;         % On incrémente la position d'écriture
    end
end
% Transfert d'un vecteur colonne vers un vecteur ligne
b = zeros(1,ny);           % Initialisation
b(1,:) = yclean(:,1); % Le vecteur "b" sera utilisé dans MESHGRID plus
loin

% Création des matrices des coordonnées pour les fonctions d'affichage
[X2,Y2] = meshgrid(a,b);

% ***** Construction des matrices de données pour le PLAN 2 *****
% Initialisation des matrices des contraintes et de #noeud
NO2 = zeros(ny,nx2);       % Matrice gardant en mémoire le # des noeuds
SX2 = zeros(ny,nx2);       % Matrice des valeurs de sigma X
SY2 = zeros(ny,nx2);       % Matrice des valeurs de sigma Y
SZ2 = zeros(ny,nx2);       % Matrice des valeurs de sigma Z
SXY2 = zeros(ny,nx2);      % Matrice des valeurs de sigma XY
SYZ2 = zeros(ny,nx2);      % Matrice des valeurs de sigma YZ
SXZ2 = zeros(ny,nx2);      % Matrice des valeurs de sigma XZ

```

```

% On assigne la bonne valeur de la liste PRNSOL au bon endroit
for i = 1 : m2 % Pour toutes les lignes de NLIST et de PRNSOL
    % Coordonnées (x,y) du noeud en cours (selon le repère MATLAB)
    coordx=NLIST_2(i,2);
    coordy=NLIST_2(i,4);
    % Recherche de la position de ce noeud dans les matrices
    %En X:
    check=0; % Critère d'arrêt de la boucle
    k=1;      % Numéro de la colonne en cours
    while check==0
        cxt=X2(1,k); % La première ligne contient toutes les positions X
        diff=abs(coordx-cxt);
        if diff < tol
            check=1;
            posx=k; % C'est le numéro de colonne recherché
        end
        k=k+1;
    end
    %En Y:
    check=0; % Critère d'arrêt de la boucle
    k=1;      % Numéro de la ligne en cours
    while check==0
        cyt=Y2(k,1); % La première colonne contient toutes les positions Y
        diff=abs(coordy-cyt);
        if diff < tol
            check=1;
            posy=k; % C'est le numéro de ligne recherché
        end
        k=k+1;
    end
    % Assignment des valeurs de ce noeud au bon endroit dans les matrices
    NO2(posy,posx)=PRNSOL_2(i,1); % Le #ligne i est le même que dans NLIST
    SX2(posy,posx)=PRNSOL_2(i,2);
    SY2(posy,posx)=PRNSOL_2(i,3);
    SZ2(posy,posx)=PRNSOL_2(i,4);
    SXY2(posy,posx)=PRNSOL_2(i,5);
    SYZ2(posy,posx)=PRNSOL_2(i,6);
    SXZ2(posy,posx)=PRNSOL_2(i,7);
end

%=====
% 3- Importation et traitement des données de microdureté
%=====
% 3.1 - Importation à partir du fichier brut
hardness = importdata('hardness.txt');

% 3.2 - Conversion de la 2e colonne en mm (position selon X de um à mm)
hardness(:,2)=hardness(:,2)/1000;

% 3.3 - Décalage du référentiel en Y (pour avoir y=0 à mi-épaisseur)
hardness(:,3)=hardness(:,3)-decalage;

% 3.4 - Calcul des propriétés de la cartographie importée
[ligh,colh] = size(hardness);

```

```

nxh=ligh/nyh;

% 3.5 - Classement des données pour les traitements dans MATLAB
% ***** Traitement des positions selon x *****
% Extraction des coordonnées dans hardness
xtemp = hardness(:,2); % Les coordonnées en X sont à la 2e colonne
% Classement des coordonnées en ordre croissant de position
xclass = sort(xtemp);
% Enlèvement des répétitions
xclean = zeros(nxh,1); % Initialisation du vecteur nettoyé
xclean(1,1) = xclass(1,1); % La première valeur est la même
prec = xclass(1,1); % Assignment de la première valeur
"précédente"
pos = 2; % Position d'écriture de départ dans le vecteur
nettoyé
for i = 2 : ligh % Pour toutes les lignes de xclass sauf la
première
    val = xclass(i,1);
    diff=abs(val-prec);
    if diff > tol % Si on est en présence d'une nouvelle
coordonnée
        xclean(pos,1)=val; % Écriture de cette coordonnée puisque nouvelle
        prec=val; % Il y a une nouvelle valeur "précédente"
        pos=pos+1; % On incrémente la position d'écriture
    end
end
% Transfert d'un vecteur colonne vers un vecteur ligne
a = zeros(1,nxh); % Initialisation
a(1,:) = xclean(:,1); % Le vecteur "a" sera utilisé dans MESHGRID plus
loin

% ***** Traitement des positions selon y *****
% Extraction des coordonnées dans hardness
ytemp = hardness(:,3); % Les coordonnées en Y sont à la 3e colonne
% Classement des coordonnées en ordre croissant de position
yclass = sort(ytemp);
% Enlèvement des répétitions
yclean = zeros(nyh,1); % Initialisation du vecteur nettoyé
yclean(1,1) = yclass(1,1); % La première valeur est la même
prec = yclass(1,1); % Assignment de la première valeur
"précédente"
pos = 2; % Position d'écriture de départ dans le vecteur
nettoyé
for i = 2 : ligh % Pour toutes les lignes de yclass sauf la
première
    val = yclass(i,1);
    diff=abs(val-prec);
    if diff > tol % Si on est en présence d'une nouvelle
coordonnée
        yclean(pos,1)=val; % Écriture de cette coordonnée puisque nouvelle
        prec=val; % Il y a une nouvelle valeur "précédente"
        pos=pos+1; % On incrémente la position d'écriture
    end
end
% Transfert d'un vecteur colonne vers un vecteur ligne

```



```

b = zeros(1,nyh);          % Initialisation
b(1,:) = yclean(:,1);      % Le vecteur "b" sera utilisé dans MESHGRID plus
loin

% Création des matrices des coordonnées pour les fonctions d'affichage
[XHV,YHV] = meshgrid(a,b);

% ***** Construction de la matrice des microduretés *****
% Initialisation
HV = zeros(nyh,nxh);
% On assigne la bonne valeur de la liste PRNSOL au bon endroit
for i = 1 : ligh % Pour toutes les lignes de hardness
    % Coordonnées (x,y) du noeud en cours (selon le repère MATLAB)
    coordx=hardness(i,2);
    coordy=hardness(i,3);
    % Recherche de la position de ce noeud dans les matrices
    %En X:
    check=0; % Critère d'arrêt de la boucle
    k=1;      % Numéro de la colonne en cours
    while check==0
        cxt=XHV(1,k); % La première ligne contient toutes les positions X
        diff=abs(coordx-cxt);
        if diff < tol
            check=1;
            posx=k; % C'est le numéro de colonne recherché
        end
        k=k+1;
    end
    %En Y:
    check=0; % Critère d'arrêt de la boucle
    k=1;      % Numéro de la ligne en cours
    while check==0
        cyt=YHV(k,1); % La première colonne contient toutes les positions
Y
        diff=abs(coordy-cyt);
        if diff < tol
            check=1;
            posy=k; % C'est le numéro de ligne recherché
        end
        k=k+1;
    end
    % Assignment des valeurs de ce noeud au bon endroit dans la matrice
    HV(posy,posx)=hardness(i,1);
end

% 3.6 Estimation des microduretés selon la grille de chaque plan
% ===== Plan 1 =====
% Interpolation linéaire selon la nouvelle grille
% Note: les données à extrapoler seront fixées à -1 pour l'instant
HV1 = interp2(XHV,YHV,HV,X1,Y1,'bilinear',-1);
% Calcul du nombre de ligne(s) à remplacer en Y
% Note: on suppose qu'il y a au moins 1 point de mesure non extrapolé dans
HV1
[ligne,colonne]=size(HV1);
nbligne=0; % Compteur à 0 pour commencer

```

```

for i = 1 : ligne
    valeur=HV1(i,colonne); % On analyse la dernière colonne qui doit
exister
    if valeur== -1
        nbligne=nbligne+1;
    end
end
nbligne=nbligne/2; % Car en théorie on a autant de lignes à enlever des 2
côtés
% Calcul du nombre de colonne(s) à remplacer en X
nbcot=0; % Compteur à 0 pour commencer
for i = 1 : colonne
    valeur=HV1(nbligne+1,i); % On analyse la première ligne qui n'est pas
extrapolée au complet
    if valeur== -1
        nbcot=nbcot+1;
    end
end
% Remplacement des valeurs extrapolées par la valeurs la plus proche
% Haut du tableau HVi
for i = 1 : nbligne % Pour toutes les lignes remplies de -1 invalides
    HV1(i,:)=HV1(nbligne+1,:); % Extrapolation constante de la dernière
ligne valide
end
% Bas du tableau HVi
for i = ligne-nbligne+1 : ligne % Pour toutes les lignes remplies de -1
invalides
    HV1(i,:)=HV1(ligne-nbligne,:); % Extrapolation constante de la
dernière ligne valide
end
% Première(s) colonne(s) de HVi
for i = 1 : nbcot % Pour toutes les lignes remplies de -1 invalides
    HV1(:,i)=HV1(:,nbcot+1); % Extrapolation constante de la première
colonne valide
end

% ===== Plan 2 =====
% Interpolation linéaire selon la nouvelle grille
% Note: les données à extrapoler seront fixées à -1 pour l'instant
HV2 = interp2(XHV,YHV,HV,X2,Y2,'bilinear',-1);
% Calcul du nombre de ligne(s) à remplacer en Y
% Note: on suppose qu'il y a au moins 1 point de mesure non extrapolé dans
HVi
[ligne,colonne]=size(HV2);
nbligne=0; % Compteur à 0 pour commencer
for i = 1 : ligne
    valeur=HV2(i,colonne); % On analyse la dernière colonne qui doit
exister
    if valeur== -1
        nbligne=nbligne+1;
    end
end
nbligne=nbligne/2; % Car en théorie on a autant de lignes à enlever des 2
côtés
% Calcul du nombre de colonne(s) à remplacer en X

```

```

nbc=0; % Compteur à 0 pour commencer
for i = 1 : colonne
    valeur=HV2(nbligne+1,i); % On analyse la première ligne qui n'est pas
    extrapolée au complet
    if valeur==-1
        nbc=nbc+1;
    end
end
% Remplacement des valeurs extrapolées par la valeurs la plus proche
% Haut du tableau HVi
for i = 1 : nbligne % Pour toutes les lignes remplies de -1 invalides
    HV2(i,:)=HV2(nbligne+1,:); % Extrapolation constante de la dernière
    ligne valide
end
% Bas du tableau HVi
for i = ligne-nbligne+1 : ligne % Pour toutes les lignes remplies de -1
    invalides
    HV2(i,:)=HV2(ligne-nbligne,:); % Extrapolation constante de la
    dernière ligne valide
end
% Première(s) colonne(s) de HVi
for i = 1 : nbc % Pour toutes les lignes remplies de -1 invalides
    HV2(:,i)=HV2(:,nbc+1); % Extrapolation constante de la première
    colonne valide
end

%=====
% 4- Importation et traitement des contraintes résiduelles (mesurées)
%=====
% 4.1 Importation des contraintes résiduelles mesurées
CR = importdata('cr.txt'); % Format: Prof., Sbmid, Szmid, Sb bord.
% On assume que les données sont déjà classées de 0 à la prof. max

% 4.2 - Calcul des propriétés du fichier importé
[ligCR,colCR] = size(CR);
nxc=ligCR/4; % Calcul du nombre de pas en profondeur incluant 0mm

% 4.3 - Classement initial des données pour les traitements dans MATLAB
% Initialisation des cinq tableaux nécessaires
XCR = zeros(colCR-1,ligCR); % Matrice des positions X des mesures
YCRB = zeros(colCR-1,ligCR); % Matrice des positions Y des mesures (dir.
flexion)
YCRZ = zeros(colCR-1,ligCR); % Matrice des positions Y des mesures (dir.
axiale)
SB = zeros(colCR-1,ligCR); % Matrice des mesures en direction de la
flexion
SZ = zeros(colCR-1,ligCR); % Matrice des mesures en direction axiale
% **** Construction de XCR ****
for i=1:colCR-1
    XCR(i,:)= CR(:,1);
end
% **** Construction de YCRB ****
% Coordonnées moyennes en zone 1 = rien à faire car déjà à 0
% Coordonnées moyennes en zone 2
YCRB(1,:)= -2.175;

```

```

YCRB(3,:) = 2.175;
% **** Construction de YCRZ ****
% Coordonnées moyennes en zone 1 = rien à faire car déjà à 0
% Coordonnées moyennes sur les bords (car pas de mesure en zone 2)
YCRZ(1,:) = -3.175;
YCRZ(3,:) = 3.175;
% **** Construction de SB ****
% Profil mesuré au centre (zone 1)
SB(2,:) = CR(:,2);
% Profil mesuré près des bords (zone 2)
SB(1,:) = CR(:,4);
SB(3,:) = CR(:,4);
% **** Construction de SZ ****
% Profil mesuré au centre (zone 1)
SZ(2,:) = CR(:,3);
% Profil estimé sur les bords (zone 2) = rien à faire car déjà à 0MPa

% 4.4 - Évaluation des contraintes résiduelles selon les grilles des plans
% Préparation des entrées générales pour la fonction CSAPS
vcx(1,:) = XCR(1,:);
vcyb(1,:) = YCRB(:,1);
vcyz(1,:) = YCRZ(:,1);
xyb = {vcyb,vcx};
xyz = {vcyz,vcx};

% ===== Plan 1 =====
% Préparation des entrées spécifiques à ce plan pour la fonction CSAPS
% Initialisation des listes des coordonnées
[a,b] = size(X1);
vcxmod = zeros(1,b);
vcymod = zeros(1,a);
% Remplissage des listes
vcxmod(1,:) = X1(1,:);
vcymod(1,:) = Y1(:,1);
xymod = {vcymod,vcxmod};
% Utilisation de la fonction csaps avec p=1 pour ne pas lisser plus
% csaps(étendue,matrice des Z, smoothing parameter p, étendue)
% Évaluation des contraintes résiduelles dans le sens de la flexion
SBR1 = csaps(xyb,SB,1,xymod); % Splines cubiques à 2 variables
% surf(X1,Y1,SBR1,'Facecolor','Interp') % Au besoin
% Évaluation des contraintes résiduelles axiales
SZR1 = csaps(xyz,SZ,1,xymod); % Splines cubiques à 2 variables
% surf(X1,Y1,SZR1,'Facecolor','Interp') % Au besoin

% ===== Plan 2 =====
% Préparation des entrées spécifiques à ce plan pour la fonction CSAPS
% Initialisation des listes des coordonnées
[a,b] = size(X2);
vcxmod = zeros(1,b);
vcymod = zeros(1,a);
% Remplissage des listes
vcxmod(1,:) = X2(1,:);
vcymod(1,:) = Y2(:,1);
xymod = {vcymod,vcxmod};
% Utilisation de la fonction csaps avec p=1 pour ne pas lisser plus

```

```

% csaps(étendue,matrice des Z, smoothing parameter p, étendue)
% Évaluation des contraintes résiduelles dans le sens de la flexion
SBR2=csaps(xyb,SB,1,xymod); % Splines cubiques à 2 variables
% Évaluation des contraintes résiduelles axiales
SZR2=csaps(xyz,SZ,1,xymod); % Splines cubiques à 2 variables

%=====
% 5- Superposition des contraintes appliquées et résiduelles
%=====

% 5.1 - Calcul de la superposition des contraintes dans les deux
directions
% ===== Plan 1 =====
SYS1=SY1+SBR1; % Contraintes normales dans le sens de la flexion
SZS1=SZ1+SZR1; % Contraintes normales en direction axiale
% Les autres composantes du tenseur restent les mêmes
% ===== Plan 2 =====
SYS2=SY2+SBR2; % Contraintes normales dans le sens de la flexion
SZS2=SZ2+SZR2; % Contraintes normales en direction axiale

%=====
% 6- Assignment des propriétés locales dans les différentes zones
%=====

% 6.1 - Assignment des paramètres de Crossland en fonction de la dureté
locale
% ===== Plan 1 =====
% Initialisation des matrices de coefficients
[a1,b1]=size(HV1);
alpha1=zeros(a1,b1);
beta1=zeros(a1,b1);
% Assignment des propriétés pour chaque point du tableau HV1
for i = 1 : a1 % Pour toutes les lignes de HV1
    for j = 1 : b1 % Pour toutes les colonnes de HV1
        temp=HV1(i,j);
        if temp >= 590 % Zone durcie
            alpha1(i,j)=alphacase;
            beta1(i,j)=betacase;
        else % Zone sur-revenue assurément
            alpha1(i,j)=alphasr;
            beta1(i,j)=betasr;
        end
    end
end
end

% ===== Plan 2 =====
% Initialisation des matrices de coefficients
[a2,b2]=size(HV2);
alpha2=zeros(a2,b2);
beta2=zeros(a2,b2);
% Assignment des propriétés pour chaque point du tableau HV1
for i = 1 : a2 % Pour toutes les lignes de HV1
    for j = 1 : b2 % Pour toutes les colonnes de HV1
        temp=HV2(i,j);
        if temp >= 590 % Zone durcie

```

```

        alpha2(i,j)=alphacase;
        beta2(i,j)=betacase;
    else % Zone sur-revenue assurément
        alpha2(i,j)=alphasr;
        beta2(i,j)=betasr;
    end
end
end

% 6.2 - Ajustement des propriétés pour tenir compte du fini de surface
% Note: Selon les hypothèses du modèle, seul betai sera influencé
% ===== Plan 1 =====
% Surface du haut
beta1(1,:)=beta1(1,:)*fini;
% Surface du creux (en évitant de remultiplier les 2 noeuds sur les coins)
beta1(2:a1-1,1)=beta1(2:a1-1,1)*fini;
% Surface du bas
beta1(a1,:)=beta1(a1,:)*fini;

% ===== Plan 2 =====
% Surface du haut
beta2(1,:)=beta2(1,:)*fini;
% Surface du creux (en évitant de remultiplier les 2 noeuds sur les coins)
beta2(2:a2-1,1)=beta2(2:a2-1,1)*fini;
% Surface du bas
beta2(a2,:)=beta2(a2,:)*fini;

%=====$$$$$$$$$$$$$$$$$$$$=====
% 7- Calcul de la contrainte équivalente avec le critère de fatigue choisi
%=====$$$$$$$$$$$$$$$$$$$$=====

% 7.1 - Initialisation des matrices SEQi (membre de gauche du critère)
% SEQi = matrice des contraintes équivalentes au plan i
SEQ1=zeros(a1,b1);
SEQ2=zeros(a2,b2);

% 7.2 - Calcul du facteur f de proportionnalité à la charge moyenne
f=(1+R)/2; % Représente le % de contrainte appliquée à cette charge

% 7.3 - Calcul des contraintes équivalentes selon le critère choisi
% *****
if critere==1; % Critère de Crossland de base
% ===== Plan 1 =====
SHM1=zeros(a1,b1); % Matrice qui va contenir la contrainte hydro. max
RJ2A1=zeros(a1,b1); % Matrice qui va contenir le terme (J2a)^0.5
    for i = 1 : a1 % Pour toutes les lignes de noeuds
        for j = 1 : b1 % Pour toutes les colonnes de noeuds

            % A- Calcul de la contrainte hydrostatique max pendant le cycle
            % Note: cette contrainte est systématiquement atteinte à la charge
max
            SHM1(i,j)=(SX1(i,j)+SYS1(i,j)+SZS1(i,j))/3;
            % Tenseur hydrostatique (sera utile pour la suite)

```

```

SHM=[SHM1(i,j),0,0;0,SHM1(i,j),0;0,0,SHM1(i,j)];

% B- Calcul de (J2a)^0.5 pendant le cycle
% Note: on utilise la formulation proposée par Nadot qui revient
% très exactement au même pour ce cas simple que la méthode de
% l'hypersphère à 5 dimensions proposée par Papadopoulos.
% B.1 - Calcul du tenseur déviatorique Smax (charge max)
% Composantes du tenseur des contraintes SAPP
sx= SX1(i,j);
sy= SYS1(i,j); % En oubliant pas la superposition des CR
sz= SZS1(i,j); % En oubliant pas la superposition des CR
sxy= SXY1(i,j);
syz= SYZ1(i,j);
sxz= SXZ1(i,j);
% Construction du tenseur des contraintes SAPP
SAPP=[sx,sxy,sxz;sxy,sy,syz;sxz,syz,sz];
% Calcul du tenseur déviatorique Smax=SAPP-SHM
SMAX=SAPP-SHM;
% B.2 - Calcul du tenseur déviatorique Sm (charge moyenne)
% Composantes du tenseur des contraintes moyen SAPPm
% Note: Il faut séparer la portion appliquée de la portion
% résiduelle pour appliquer le facteur f sur SY et SZ
sym=f*SY1(i,j)+SBR1(i,j);
szm=f*SZ1(i,j)+SZR1(i,j);
% Pour toutes les autres composantes le calcul est direct
sxm=f*SX1(i,j);
sxym=f*SXY1(i,j);
syzm=f*SYZ1(i,j);
sxzm=f*SXZ1(i,j);
% Construction du tenseur des contraintes SAPPm
SAPPm=[sxm,sxym,sxzm;sxym,sym,syzm;sxzm,syzm,szm];
% Construction du tenseur hydrostatique SHMO à la charge moyenne
SHMOY=(sxm+sym+szm)/3;
SHMO=[SHMOY,0,0;0,SHMOY,0;0,0,SHMOY];
% Calcul du tenseur déviatorique Sm=SAPPm-SHMO
SM=SAPPm-SHMO;
% B.3 - Calcul du tenseur d'amplitude déviatorique Sa
SA=SMAX-SM;
% B.4 - Calcul du produit tensoriel Sa:Sa = x
x=trace(SA*SA');
% B.5 - Calcul final de (J2a)^0.5
RJ2A1(i,j)=(0.5*x)^0.5;

% C- Calcul et écriture de la contrainte équivalente de Crossland
SEQ1(i,j)=RJ2A1(i,j)+alpha1(i,j)*SHM1(i,j);
end

end

% ===== Plan 2 =====
SHM2=zeros(a2,b2); % Matrice qui va contenir la contrainte hydro. max
RJ2A2=zeros(a2,b2); % Matrice qui va contenir le terme (J2a)^0.5
for i = 1 : a2 % Pour toutes les lignes de noeuds
    for j = 1 : b2 % Pour toutes les colonnes de noeuds

        % A- Calcul de la contrainte hydrostatique max pendant le cycle

```

```

max
    % Note: cette contrainte est systématiquement atteinte à la charge
    SHM2(i,j)=(SX2(i,j)+SYS2(i,j)+SZS2(i,j))/3;
    % Tenseur hydrostatique (sera utile pour la suite)
    SHM=[SHM2(i,j),0,0;0,SHM2(i,j),0;0,0,SHM2(i,j)];

    % B- Calcul de (J2a)^0.5 pendant le cycle
    % Note: on utilise la formulation proposée par Nadot qui revient
    % très exactement au même pour ce cas simple que la méthode de
    % l'hypersphère à 5 dimensions proposée par Papadopoulos.
    % B.1 - Calcul du tenseur déviatorique Smax (charge max)
    % Composantes du tenseur des contraintes SAPP
    sx=SX2(i,j);
    sy=SYS2(i,j); % En oubliant pas la superposition des CR
    sz=SZS2(i,j); % En oubliant pas la superposition des CR
    sxy=SXY2(i,j);
    syz=SYZ2(i,j);
    sxz= SXZ2(i,j);
    % Construction du tenseur des contraintes SAPP
    SAPP=[sx,sxy,sxz;sxy,sy,syz;sxz,syz,sz];
    % Calcul du tenseur déviatorique Smax=SAPP-SHM
    SMAX=SAPP-SHM;
    % B.2 - Calcul du tenseur déviatorique Sm (charge moyenne)
    % Composantes du tenseur des contraintes moyen SAPPM
    % Note: Il faut séparer la portion appliquée de la portion
    % résiduelle pour appliquer le facteur f sur SY et SZ
    sym=f*SY2(i,j)+SBR2(i,j);
    szm=f*SZ2(i,j)+SZR2(i,j);
    % Pour toutes les autres composantes le calcul est direct
    sxm=f*SX2(i,j);
    sxym=f*SXY2(i,j);
    syzm=f*SYZ2(i,j);
    sxzm=f*SXZ2(i,j);
    % Construction du tenseur des contraintes SAPPM
    SAPPM=[sxm,sxym,sxzm;sxym,sym,syzm;sxzm,syzm,szm];
    % Construction du tenseur hydrostatique SHMO à la charge moyenne
    SHMOY=(sxm+sym+szm)/3;
    SHMO=[SHMOY,0,0;0,SHMOY,0;0,0,SHMOY];
    % Calcul du tenseur déviatorique Sm=SAPPM-SHMO
    SM=SAPPM-SHMO;
    % B.3 - Calcul du tenseur d'amplitude déviatorique Sa
    SA=SMAX-SM;
    % B.4 - Calcul du produit tensoriel Sa:Sa = x
    x=trace(SA*SA');
    % B.5 - Calcul final de (J2a)^0.5
    RJ2A2(i,j)=(0.5*x)^0.5;

    % C- Calcul et écriture de la contrainte équivalente de Crossland
    SEQ2(i,j)=RJ2A2(i,j)+alpha2(i,j)*SHM2(i,j);
end
end

% *****
elseif critere==2; % Critère de Crossland avec effet du gradient sur Sigma
H

```



```

% ===== Plan 1 =====
SHM1=zeros(a1,b1); % Matrice qui va contenir la contrainte hydro. max
DSHMX1=zeros(a1,b1); % Matrice des dérivés selon X de la contrainte
hydro. max
DSHMY1=zeros(a1,b1); % Matrice des dérivés selon Y de la contrainte
hydro. max
RJ2A1=zeros(a1,b1); % Matrice qui va contenir le terme (J2a)^0.5
C1=zeros(a1,b1); % Matrice qui va contenir le terme relié à l'effet
du gradient

% A) Calcul de la contrainte hydrostatique max pour tous les noeuds (SHMi)
for i = 1 : a1 % Pour toutes les lignes de noeuds
    for j = 1 : b1 % Pour toutes les colonnes de noeuds
        % Note: cette contrainte est systématiquement atteinte à la charge
max
        SHM1(i,j)=(SX1(i,j)+SYS1(i,j)+SZS1(i,j))/3;
    end
end

% B) Calcul des dérivés partielles de SHMi dans les deux directions
(DSHMXi,DSHMYi)
% Note: ces dérivés sont nécessaires pour le calcul de l'effet du gradient
dimx=X1(1,:);
dimy=Y1(:,1);
[DSHMX1,DSHMY1]=gradient(SHM1,dimx,dimy);

% C) Critère de Crossland modifié pour l'effet du gradient sur SH
for i = 1 : a1 % Pour toutes les lignes de noeuds
    for j = 1 : b1 % Pour toutes les colonnes de noeuds
        %Construction du tenseur hydrostatique à la charge maximum
        SHM=[SHM1(i,j),0,0;0,SHM1(i,j),0;0,0,SHM1(i,j)];
        % Calcul du tenseur déviatorique Smax (charge max)
        % Composantes du tenseur des contraintes SAPP
        sx=SX1(i,j);
        sy=SYS1(i,j); % En oubliant pas la superposition des CR
        sz=SZS1(i,j); % En oubliant pas la superposition des CR
        sxy=SXY1(i,j);
        syz=SYZ1(i,j);
        sxz= SXZ1(i,j);
        % Construction du tenseur des contraintes SAPP
        SAPP=[sx,sxy,sxz;sxy,sy,syz;sxz,syz,sz];
        % Calcul du tenseur déviatorique Smax=SAPP-SHM
        SMAX=SAPP-SHM;
        % Calcul du tenseur déviatorique Sm (charge moyenne)
        % Composantes du tenseur des contraintes moyen SAPPM
        % Note: Il faut séparer la portion appliquée de la portion
        % résiduelle pour appliquer le facteur f sur SY et SZ
        sym=f*SY1(i,j)+SBR1(i,j);
        szm=f*SZ1(i,j)+SZR1(i,j);
        % Pour toutes les autres composantes le calcul est direct
        sxm=f*SX1(i,j);
        sxym=f*SXY1(i,j);
        syzm=f*SYZ1(i,j);
        sxzm=f*SXZ1(i,j);
        % Construction du tenseur des contraintes SAPPM

```

```

SAPPM= [sxm, sxym, sxzm; sxym, sym, syzm; sxzm, syzm, szm] ;
% Construction du tenseur hydrostatique SHMO à la charge moyenne
SHMOY= (sxm+sym+szm)/3;
SHMO= [SHMOY, 0, 0; 0, SHMOY, 0; 0, 0, SHMOY] ;
% Calcul du tenseur déviatorique Sm=SAPPM-SHMO
SM=SAPPM-SHMO;
% Calcul du tenseur d'amplitude déviatorique Sa
SA=SMAX-SM;
% Calcul du produit tensoriel Sa:Sa = x
x=trace(SA*SA');
% Calcul final de (J2a)^0.5
RJ2A1(i,j)=(0.5*x)^0.5;

% Calcul du facteur correctif Ci (effet du gradient sur SH)
G=((DSHMX1(i,j))^2+(DSHMY1(i,j))^2)^0.5;
if SHM1(i,j)==0
    temp=0; % Pour éviter la division par 0 dans ce cas spécial
else
    temp=G/SHM1(i,j);
    if temp <=0
        temp=0; % Pour négliger l'effet du gradient si aucune
tension
        end
    end
    C1(i,j)=(1-Bgrad*(temp)^ngrad);

% Calcul/écriture de la contrainte équivalente de Crossland
modifiée
SEQ1(i,j)=RJ2A1(i,j)+alpha1(i,j)*SHM1(i,j)*C1(i,j);
end
end

% ===== Plan 2 =====
SHM2=zeros(a2,b2); % Matrice qui va contenir la contrainte hydro. max
DSHMX2=zeros(a2,b2); % Matrice des dérivés selon X de la contrainte
hydro. max
DSHMY2=zeros(a2,b2); % Matrice des dérivés selon Y de la contrainte
hydro. max
RJ2A2=zeros(a2,b2); % Matrice qui va contenir le terme (J2a)^0.5
C2=zeros(a2,b2); % Matrice qui va contenir le terme relié à l'effet
du gradient

% A) Calcul de la contrainte hydrostatique max pour tous les noeuds (SHMi)
for i = 1 : a2 % Pour toutes les lignes de noeuds
    for j = 1 : b2 % Pour toutes les colonnes de noeuds
        % Note: cette contrainte est systématiquement atteinte à la charge
max
        SHM2(i,j)=(SX2(i,j)+SYS2(i,j)+SZS2(i,j))/3;
    end
end

% B) Calcul des dérivés partielles de SHMi dans les deux directions
(DSHMXi,DSHMYi)
% Note: ces dérivés sont nécessaires pour le calcul de l'effet du gradient
dimx=X2(1,:);

```

```

dimy=Y2(:,1);
[DSHMX2,DSHMY2]=gradient(SHM2,dimx,dimy);

% C) Critère de Crossland modifié pour l'effet du gradient sur SH
for i = 1 : a2 % Pour toutes les lignes de noeuds
    for j = 1 : b2 % Pour toutes les colonnes de noeuds
        %Construction du tenseur hydrostatique à la charge maximum
        SHM=[SHM2(i,j),0,0;0,SHM2(i,j),0;0,0,SHM2(i,j)];
        % Calcul du tenseur déviatorique Smax (charge max)
        % Composantes du tenseur des contraintes SAPP
        sx= SX2(i,j);
        sy=SYS2(i,j); % En oubliant pas la superposition des CR
        sz=SZS2(i,j); % En oubliant pas la superposition des CR
        sxy=SXY2(i,j);
        syz=SYZ2(i,j);
        sxz= SXZ2(i,j);
        % Construction du tenseur des contraintes SAPP
        SAPP=[sx,sxy,sxz;sxy,sy,syz;sxz,syz,sz];
        % Calcul du tenseur déviatorique Smax=SAPP-SHM
        SMAX=SAPP-SHM;
        % Calcul du tenseur déviatorique Sm (charge moyenne)
        % Composantes du tenseur des contraintes moyen SAPPM
        % Note: Il faut séparer la portion appliquée de la portion
        % résiduelle pour appliquer le facteur f sur SY et SZ
        sym=f*SY2(i,j)+SBR2(i,j);
        szm=f*SZ2(i,j)+SZR2(i,j);
        % Pour toutes les autres composantes le calcul est direct
        sxm=f*SX2(i,j);
        sxym=f*SXY2(i,j);
        syzm=f*SYZ2(i,j);
        sxzm=f*SXZ2(i,j);
        % Construction du tenseur des contraintes SAPPM
        SAPPM=[sxm,sxym,sxzm;sxym,sym,syzm;sxzm,syzm,szm];
        % Construction du tenseur hydrostatique SHMO à la charge moyenne
        SHMOY=(sxm+sym+szm)/3;
        SHMO=[SHMOY,0,0;0,SHMOY,0;0,0,SHMOY];
        % Calcul du tenseur déviatorique Sm=SAPPM-SHMO
        SM=SAPPM-SHMO;
        % Calcul du tenseur d'amplitude déviatorique Sa
        SA=SMAX-SM;
        % Calcul du produit tensoriel Sa:Sa = x
        x=trace(SA*SA');
        % Calcul final de (J2a)^0.5
        RJ2A2(i,j)=(0.5*x)^0.5;

        % Calcul du facteur correctif Ci (effet du gradient sur SH)
        G=((DSHMX2(i,j))^2+(DSHMY2(i,j))^2)^0.5;
        if SHM2(i,j)==0
            temp=0; % Pour éviter la division par 0 dans ce cas spécial
        else
            temp=G/SHM2(i,j);
            if temp <=0
                temp=0; % Pour négliger l'effet du gradient si aucune
tension
            end
        end
    end
end

```

```

        end
        C2(i,j)=(1-Bgrad*(temp)^ngrad);

        % Calcul/écriture de la contrainte équivalente de Crossland
modifiée
        SEQ2(i,j)=RJ2A2(i,j)+alpha2(i,j)*SHM2(i,j)*C2(i,j);
        end
    end

else
    error('La valeur du paramètre critere n''est pas valide')
end

%=====
% 8- Calcul du risque d'amorçage (sigma eqv. / Beta )
%=====

% 8.1 - Initialisation des matrices du risque d'amorçage Di
% Di = matrice du paramètre di=(contraintes équivalente/Beta) au plan i
D1=zeros(a1,b1);
D2=zeros(a2,b2);

% 8.2 - Calcul de la distribution du paramètre de risque di de chaque plan
% ===== Plan 1 =====
for i = 1 : a1 % Pour toutes les lignes de noeuds
    for j = 1 : b1 % Pour toutes les colonnes de noeuds
        D1(i,j)=SEQ1(i,j)/beta1(i,j);
    end
end
% ===== Plan 2 =====
for i = 1 : a2 % Pour toutes les lignes de noeuds
    for j = 1 : b2 % Pour toutes les colonnes de noeuds
        D2(i,j)=SEQ2(i,j)/beta2(i,j);
    end
end

%=====
% 9- Visualisation des résultats de l'analyse de fatigue initiale
%=====

% 9.1 - Information de l'utilisateur sur le résultat de l'analyse
result=zeros(10,5); % #plan, #noeud, profondeur, position Y, di
% 9.1.1 Préparation du tableau "result"
% ===== Plan 1 =====
no=1; % Numéro de plan
% Calcul de di max sur ce plan
[ma,temp]=max(D1);
[di_max,indcol]=max(ma);
% Calcul du # de ligne
indligne=temp(1,indcol);
% Remplissage de la ligne de ce plan dans le tableau "result"
result(no,1)=no;
result(no,2)=NO1(indligne,indcol);
result(no,3)=X1(indligne,indcol);
result(no,4)=Y1(indligne,indcol);

```

```

result(no,5)=D1(indligne,indcol);
% ===== Plan 2 =====
no=2; % Numéro de plan
% Calcul de di max sur ce plan
[ma,temp]=max(D2);
[di_max,indcol]=max(ma);
% Calcul du # de ligne
indligne=temp(1,indcol);
% Remplissage de la ligne de ce plan dans le tableau "result"
result(no,1)=no;
result(no,2)=NO2(indligne,indcol);
result(no,3)=X2(indligne,indcol);
result(no,4)=Y2(indligne,indcol);
result(no,5)=D2(indligne,indcol);

% 9.1.2 Affichage des résultats aux points critiques sur les 10 plans
% Note: seulement si on est dans le mode de calcul simple sans itération
if iter==0
    disp('#plan, #noeud critique, profondeur (mm), position Y (mm),
dimax')
    result % Mettre le "Numeric format" à "short g" pour bien voir
    % Avertissement si rupture ou non
    di=result(:,5);
    [dicr,I]=max(di);
    dicr
    if dicr>= 1
        fprintf('AMORÇAGE EN FATIGUE SUR LE PLAN %d',I)
    end
    if dicr< 1
        fprintf('PAS D'AMORÇAGE EN FATIGUE, PLAN LE PLUS CHARGÉ: %d',I)
    end
    % Ouverture d'une figure vide
    figure
    %
    if I==1; % Si le plan #1 est le plan le plus critique
    % Affichage du profil des contraintes résiduelles sans lissage ni
    filtre
        surf(X1,Y1,D1,'Facecolor','Interp') % Graphique 3D en couleur de type
        surface
        % 'Facecolor','Interp' signifie interpolation bilinéaire des couleurs
        view(-20,30) % Ajustement des angles azimuth et élévation de
        base (0,90) = de face
        title('Analyse de fatigue pour le plan 1'); % Titre
        xlabel('Profondeur (mm)'); % Nom de l'axe des x
        ylabel('Position selon Y (mm)'); % Nom de l'axe des y
        zlabel('Paramètre de risque de Crossland di'); % Nom de l'axe des z
        colorbar % Ajouter l'échelle reliant couleurs et valeurs
    end
    %
    %
    if I==2; % Si le plan #2 est le plan le plus critique
    % Affichage du profil des contraintes résiduelles sans lissage ni
    filtre
        surf(X2,Y2,D2,'Facecolor','Interp') % Graphique 3D en couleur de type
        surface

```

```

    % 'Facecolor','Interp' signifie interpolation bilinéaire des couleurs
    view(-20,30)          % Ajustement des angles azimuth et élévation de
base (0,90) = de face
    title('Analyse de fatigue pour le plan 2');          % Titre
    xlabel('Profondeur (mm)');                          % Nom de l'axe des x
    ylabel('Position selon Y (mm)');                    % Nom de l'axe des y
    zlabel('Paramètre de risque de Crossland di');      % Nom de l'axe des z
    colorbar          % Ajouter l'échelle reliant couleurs et valeurs
end
%
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

elseif iter==1
    di=result(:,5);
    [dicr,I]=max(di);
    dicr; % Calcul nécessaire pour lancer la boucle en 10.1
end

%=====
% 10- Routine itérative pour trouver la limite d'endurance
%=====
% Note: seulement si on est dans le mode de calcul avec itérations
if iter==1

% 10.1 - Refaire l'analyse en augmentant la charge appliquée pas-à-pas
compteur=0; % Initialisation de la variable comptant le nombre
d'itérations
while dicr< 1 % Tant qu'il n'y a pas au moins un point où la rupture est
prédite
    % 10.1.1 - Mise à jour du compteur pour cette itération
    compteur=compteur+1;

    % 10.1.2 - Calcul de la nouvelle charge de flexion
    Fold=F; % Ancienne charge
    F=F+dF; % Application de l'incrément de charge dF

    % 10.1.3 - Calcul du facteur de multiplication de la charge
    mult=F/Fold;

    % 10.1.4 - Mise à jour des contraintes appliquées avec cette nouvelle
F
    % ***** Plan 1 *****
    SX1=SX1*mult;
    SY1=SY1*mult;
    SZ1=SZ1*mult;
    SXY1=SXY1*mult;
    SYZ1=SYZ1*mult;
    SXZ1= SXZ1*mult;
    % ***** Plan 2 *****
    SX2=SX2*mult;
    SY2=SY2*mult;
    SZ2=SZ2*mult;
    SXY2=SXY2*mult;
    SYZ2=SYZ2*mult;
    SXZ2= SXZ2*mult;

```

```

% 10.1.5 - Refaire la superposition des contraintes résiduelles
% ===== Plan 1 =====
SYS1=SY1+SBR1; % Contraintes normales dans le sens de la flexion
SZS1=SZ1+SZR1; % Contraintes normales en direction axiale
% ===== Plan 2 =====
SYS2=SY2+SBR2; % Contraintes normales dans le sens de la flexion
SZS2=SZ2+SZR2; % Contraintes normales en direction axiale

% 10.1.6 - Calcul de la contrainte équivalente selon le critère choisi
% *****
if critere==1; % Critère de Crossland de base
% ===== Plan 1 =====
    for i = 1 : a1          % Pour toutes les lignes de noeuds
        for j = 1 : b1      % Pour toutes les colonnes de noeuds

            % A- Calcul de la contrainte hydrostatique max pendant le
cycle            % Note: cette contrainte est systématiquement atteinte à la
charge max      SHM1(i,j)=(SX1(i,j)+SYS1(i,j)+SZS1(i,j))/3;
                % Tenseur hydrostatique (sera utile pour la suite)
                SHM=[SHM1(i,j),0,0;0,SHM1(i,j),0;0,0,SHM1(i,j)];

                % B- Calcul de (J2a)^0.5 pendant le cycle
                % Note: on utilise la formulation proposée par Nadot qui
revient        % très exactement au même pour ce cas simple que la méthode de
                % l'hypersphère à 5 dimensions proposée par Papadopoulos.
                % B.1 - Calcul du tenseur déviatorique Smax (charge max)
                % Composantes du tenseur des contraintes SAPP
                sx=SX1(i,j);
                sy=SYS1(i,j); % En oubliant pas la superposition des CR
                sz=SZS1(i,j); % En oubliant pas la superposition des CR
                sxy=SXY1(i,j);
                syz=SYZ1(i,j);
                sxz=SXZ1(i,j);
                % Construction du tenseur des contraintes SAPP
                SAPP=[sx,sxy,sxz;sxy,sy,syz;sxz,syz,sz];
                % Calcul du tenseur déviatorique Smax=SAPP-SHM
                SMAX=SAPP-SHM;
                % B.2 - Calcul du tenseur déviatorique Sm (charge moyenne)
                % Composantes du tenseur des contraintes moyen SAPPM
                % Note: Il faut séparer la portion appliquée de la portion
                % résiduelle pour appliquer le facteur f sur SY et SZ
                sym=f*SY1(i,j)+SBR1(i,j);
                szm=f*SZ1(i,j)+SZR1(i,j);
                % Pour toutes les autres composantes le calcul est direct
                sxm=f*SX1(i,j);
                sxym=f*SXY1(i,j);
                syzm=f*SYZ1(i,j);
                sxzm=f*SXZ1(i,j);
                % Construction du tenseur des contraintes SAPPM
                SAPPM=[sxm,sxym,sxzm;sxym,sym,syzm;sxzm,syzm,szm];
                % Construction du tenseur hydrostatique SHMO à la charge
moyenne

```

```

SHMOY=(sxm+sym+szm)/3;
SHMO=[SHMOY,0,0;0,SHMOY,0;0,0,SHMOY];
% Calcul du tenseur déviatorique Sm=SAPPM-SHMO
SM=SAPPM-SHMO;
% B.3 - Calcul du tenseur d'amplitude déviatorique Sa
SA=SMAX-SM;
% B.4 - Calcul du produit tensoriel Sa:Sa = x
x=trace(SA*SA');
% B.5 - Calcul final de (J2a)^0.5
RJ2A1(i,j)=(0.5*x)^0.5;

% C- Calcul et écriture de la contrainte équivalente de
Crossland
SEQ1(i,j)=RJ2A1(i,j)+alpha1(i,j)*SHM1(i,j);
end
end
% ===== Plan 2 =====
for i = 1 : a2 % Pour toutes les lignes de noeuds
for j = 1 : b2 % Pour toutes les colonnes de noeuds

% A- Calcul de la contrainte hydrostatique max pendant le
cycle
% Note: cette contrainte est systématiquement atteinte à la
charge max
SHM2(i,j)=(SX2(i,j)+SYS2(i,j)+SZS2(i,j))/3;
% Tenseur hydrostatique (sera utile pour la suite)
SHM=[SHM2(i,j),0,0;0,SHM2(i,j),0;0,0,SHM2(i,j)];

% B- Calcul de (J2a)^0.5 pendant le cycle
% Note: on utilise la formulation proposée par Nadot qui
revient
% très exactement au même pour ce cas simple que la méthode de
% l'hypersphère à 5 dimensions proposée par Papadopoulos.
% B.1 - Calcul du tenseur déviatorique Smax (charge max)
% Composantes du tenseur des contraintes SAPP
sx=SX2(i,j);
sy=SYS2(i,j); % En oubliant pas la superposition des CR
sz=SZS2(i,j); % En oubliant pas la superposition des CR
sxy=SXY2(i,j);
syz=SYZ2(i,j);
sxz=XXZ2(i,j);
% Construction du tenseur des contraintes SAPP
SAPP=[sx,sxy,sxz;sxy,sy,syz;sxz,syz,sz];
% Calcul du tenseur déviatorique Smax=SAPP-SHM
SMAX=SAPP-SHM;
% B.2 - Calcul du tenseur déviatorique Sm (charge moyenne)
% Composantes du tenseur des contraintes moyen SAPPM
% Note: Il faut séparer la portion appliquée de la portion
% résiduelle pour appliquer le facteur f sur SY et SZ
sym=f*SY2(i,j)+SBR2(i,j);
szm=f*SZ2(i,j)+SZR2(i,j);
% Pour toutes les autres composantes le calcul est direct
sxm=f*SX2(i,j);
sxym=f*SXY2(i,j);
syzm=f*SYZ2(i,j);

```



```

sxzm=f*SXZ2(i,j);
% Construction du tenseur des contraintes SAPPM
SAPPM=[sxm,sxm,sxm,sxm,sym,sym,sym,sym,szm,szm,szm,szm];
% Construction du tenseur hydrostatique SHMO à la charge
moyenne
SHMOY=(sxm+sym+szm)/3;
SHMO=[SHMOY,0,0,0,SHMOY,0,0,0,SHMOY];
% Calcul du tenseur déviatorique Sm=SAPPM-SHMO
SM=SAPPM-SHMO;
% B.3 - Calcul du tenseur d'amplitude déviatorique Sa
SA=SMAX-SM;
% B.4 - Calcul du produit tensoriel Sa:Sa = x
x=trace(SA*SA');
% B.5 - Calcul final de (J2a)^0.5
RJ2A2(i,j)=(0.5*x)^0.5;

% C- Calcul et écriture de la contrainte équivalente de
Crossland
SEQ2(i,j)=RJ2A2(i,j)+alpha2(i,j)*SHM2(i,j);
end
end

*****
elseif critere==2; % Critère de Crossland avec effet du gradient sur
Sigma H
% ===== Plan 1 =====
% A) Calcul de la contrainte hydrostatique max pour tous les noeuds
(SHMi)
for i = 1 : a1 % Pour toutes les lignes de noeuds
for j = 1 : b1 % Pour toutes les colonnes de noeuds
% Note: cette contrainte est systématiquement atteinte à la
charge max
SHM1(i,j)=(SX1(i,j)+SYS1(i,j)+SZS1(i,j))/3;
end
end

% B) Calcul des dérivés partielles de SHMi dans les deux directions
(DSHMXi,DSHMYi)
% Note: ces dérivés sont nécessaires pour le calcul de l'effet du
gradient
dimx=X1(1,:);
dimy=Y1(:,1);
[DSHMX1,DSHMY1]=gradient(SHM1,dimx,dimy);

% C) Critère de Crossland modifié pour l'effet du gradient sur SH
for i = 1 : a1 % Pour toutes les lignes de noeuds
for j = 1 : b1 % Pour toutes les colonnes de noeuds
%Construction du tenseur hydrostatique à la charge maximum
SHM=[SHM1(i,j),0,0,0,SHM1(i,j),0,0,0,SHM1(i,j)];
% Calcul du tenseur déviatorique Smax (charge max)
% Composantes du tenseur des contraintes SAPP
sx=SX1(i,j);
sy=SYS1(i,j); % En oubliant pas la superposition des CR
sz=SZS1(i,j); % En oubliant pas la superposition des CR
sxy=SXY1(i,j);

```

```

syz=SYZ1(i,j);
sxz=SEX1(i,j);
% Construction du tenseur des contraintes SAPP
SAPP=[sx,sxy,sxz;sxy,sy,syz;sxz,syz,sz];
% Calcul du tenseur déviatorique Smax=SAPP-SHM
SMAX=SAPP-SHM;
% Calcul du tenseur déviatorique Sm (charge moyenne)
% Composantes du tenseur des contraintes moyen SAPPM
% Note: Il faut séparer la portion appliquée de la portion
% résiduelle pour appliquer le facteur f sur SY et SZ
sym=f*SY1(i,j)+SBR1(i,j);
szm=f*SZ1(i,j)+SZR1(i,j);
% Pour toutes les autres composantes le calcul est direct
sxm=f*SX1(i,j);
sxym=f*SXY1(i,j);
syzm=f*SYZ1(i,j);
sxzm=f*SEX1(i,j);
% Construction du tenseur des contraintes SAPPM
SAPPM=[sxm,sxym,sxzm;sxym,sym,syzm;sxzm,syzm,szm];
% Construction du tenseur hydrostatique SHMO à la charge
moyenne
SHMOY=(sxm+sym+szm)/3;
SHMO=[SHMOY,0,0;0,SHMOY,0;0,0,SHMOY];
% Calcul du tenseur déviatorique Sm=SAPPM-SHMO
SM=SAPPM-SHMO;
% Calcul du tenseur d'amplitude déviatorique Sa
SA=SMAX-SM;
% Calcul du produit tensoriel Sa:Sa = x
x=trace(SA*SA');
% Calcul final de (J2a)^0.5
RJ2A1(i,j)=(0.5*x)^0.5;

% Calcul du facteur correctif Ci (effet du gradient sur SH)
G=((DSHM1(i,j))^2+(DSHMY1(i,j))^2)^0.5;
if SHM1(i,j)==0
    temp=0; % Pour éviter la division par 0 dans ce cas
spécial
else
    temp=G/SHM1(i,j);
    if temp <=0
        temp=0; % Pour négliger l'effet du gradient si aucune
tension
    end
end
C1(i,j)=(1-Bgrad*(temp)^ngrad);

% Calcul/écriture de la contrainte équivalente de Crossland
modifiée
SEQ1(i,j)=RJ2A1(i,j)+alpha1(i,j)*SHM1(i,j)*C1(i,j);
end
end

% ===== Plan 2 =====
% A) Calcul de la contrainte hydrostatique max pour tous les noeuds
(SHMi)

```

```

    for i = 1 : a2          % Pour toutes les lignes de noeuds
        for j = 1 : b2      % Pour toutes les colonnes de noeuds
            % Note: cette contrainte est systématiquement atteinte à la
charge max
            SHM2(i,j)=(SX2(i,j)+SYS2(i,j)+SZS2(i,j))/3;
        end
    end

    % B) Calcul des dérivés partielles de SHMi dans les deux directions
    (DSHMXi,DSHMYi)
    % Note: ces dérivés sont nécessaires pour le calcul de l'effet du
gradient
    dimx=X2(1,:);
    dimy=Y2(:,1);
    [DSHMX2,DSHMY2]=gradient(SHM2,dimx,dimy);

    % C) Critère de Crossland modifié pour l'effet du gradient sur SH
    for i = 1 : a2          % Pour toutes les lignes de noeuds
        for j = 1 : b2      % Pour toutes les colonnes de noeuds
            %Construction du tenseur hydrostatique à la charge maximum
            SHM=[SHM2(i,j),0,0;0,SHM2(i,j),0;0,0,SHM2(i,j)];
            % Calcul du tenseur déviatorique Smax (charge max)
            % Composantes du tenseur des contraintes SAPP
            sx=SX2(i,j);
            sy=SYS2(i,j); % En oubliant pas la superposition des CR
            sz=SZS2(i,j); % En oubliant pas la superposition des CR
            sxy=SXY2(i,j);
            syz=SYZ2(i,j);
            sxz=SXZ2(i,j);
            % Construction du tenseur des contraintes SAPP
            SAPP=[sx,sxy,sxz;sxy,sy,syz;sxz,syz,sz];
            % Calcul du tenseur déviatorique Smax=SAPP-SHM
            SMAX=SAPP-SHM;
            % Calcul du tenseur déviatorique Sm (charge moyenne)
            % Composantes du tenseur des contraintes moyen SAPPM
            % Note: Il faut séparer la portion appliquée de la portion
            % résiduelle pour appliquer le facteur f sur SY et SZ
            sym=f*SY2(i,j)+SBR2(i,j);
            szm=f*SZ2(i,j)+SZR2(i,j);
            % Pour toutes les autres composantes le calcul est direct
            sxm=f*SX2(i,j);
            sxym=f*SXY2(i,j);
            syzm=f*SYZ2(i,j);
            sxzm=f*SXZ2(i,j);
            % Construction du tenseur des contraintes SAPPM
            SAPPM=[sxm,sxym,sxzm;sxym,sym,syzm;sxzm,syzm,szm];
            % Construction du tenseur hydrostatique SHMO à la charge
moyenne
            SHMOY=(sxm+sym+szm)/3;
            SHMO=[SHMOY,0,0;0,SHMOY,0;0,0,SHMOY];
            % Calcul du tenseur déviatorique Sm=SAPPM-SHMO
            SM=SAPPM-SHMO;
            % Calcul du tenseur d'amplitude déviatorique Sa
            SA=SMAX-SM;
            % Calcul du produit tensoriel Sa:Sa = x

```

```

x=trace(SA*SA');
% Calcul final de (J2a)^0.5
RJ2A2(i,j)=(0.5*x)^0.5;

% Calcul du facteur correctif Ci (effet du gradient sur SH)
G=((DSHMX2(i,j))^2+(DSHMY2(i,j))^2)^0.5;
if SHM2(i,j)==0
    temp=0; % Pour éviter la division par 0 dans ce cas
spécial
else
    temp=G/SHM2(i,j);
    if temp <=0
        temp=0; % Pour négliger l'effet du gradient si aucune
tension
    end
end
C2(i,j)=(1-Bgrad*(temp)^ngrad);

% Calcul/écriture de la contrainte équivalente de Crossland
modifiée
SEQ2(i,j)=RJ2A2(i,j)+alpha2(i,j)*SHM2(i,j)*C2(i,j);
end

end % Fin de la condition sur le # de critère

% 10.1.7 - Mise à jour du paramètre de risque di
% ===== Plan 1 =====
for i = 1 : a1 % Pour toutes les lignes de noeuds
    for j = 1 : b1 % Pour toutes les colonnes de noeuds
        D1(i,j)=SEQ1(i,j)/beta1(i,j);
    end
end
% ===== Plan 2 =====
for i = 1 : a2 % Pour toutes les lignes de noeuds
    for j = 1 : b2 % Pour toutes les colonnes de noeuds
        D2(i,j)=SEQ2(i,j)/beta2(i,j);
    end
end

% 10.1.8 - Construction du tableau des résultats et recalcul de dicr
% Tableau "result"
% ===== Plan 1 =====
no=1; % Numéro de plan
% Calcul de di max sur ce plan
[ma,temp]=max(D1);
[di_max,indcol]=max(ma);
% Calcul du # de ligne
indligne=temp(1,indcol);
% Remplissage de la ligne de ce plan dans le tableau "result"
result(no,1)=no;
result(no,2)=NO1(indligne,indcol);
result(no,3)=X1(indligne,indcol);
result(no,4)=Y1(indligne,indcol);
result(no,5)=D1(indligne,indcol);

```

```

% ===== Plan 2 =====
no=2; % Numéro de plan
% Calcul de di max sur ce plan
[ma,temp]=max(D2);
[di_max,indcol]=max(ma);
% Calcul du # de ligne
indligne=temp(1,indcol);
% Remplissage de la ligne de ce plan dans le tableau "result"
result(no,1)=no;
result(no,2)=NO2(indligne,indcol);
result(no,3)=X2(indligne,indcol);
result(no,4)=Y2(indligne,indcol);
result(no,5)=D2(indligne,indcol);

% di critique
di=result(:,5);
[dicr,I]=max(di);
end

% 10.2 - Afficher les résultats finaux après itération
if compteur==0 % Si le programme n'a même pas fait une seule itération
    error('La charge initiale est trop élevée. Refaire l''analyse avec une
charge F plus faible ou utiliser le facteur ''mult'' pour réduire la
charge initiale utilisée en éléments finis')
else
    disp('#plan, #noeud critique, profondeur (mm), position Y (mm),
dimax')
    result
    dicr
    fprintf('AMORÇAGE EN FATIGUE SUR LE PLAN %d PRÉDIT APRÈS %d
ITÉRATIONS(S)\n',I,compteur)
    % Ouverture d'une figure vide
    figure
    %
    if I==1; % Si le plan #1 est le plan le plus critique
        % Affichage du profil des contraintes résiduelles sans lissage ni
        filtre
        surf(X1,Y1,D1,'Facecolor','Interp') % Graphique 3D en couleur de type
        surface
        % 'Facecolor','Interp' signifie interpolation bilinéaire des couleurs
        view(-20,30) % Ajustement des angles azimuth et élévation de
        base (0,90) = de face
        title('Analyse de fatigue pour le plan 1'); % Titre
        xlabel('Profondeur (mm)'); % Nom de l'axe des x
        ylabel('Position selon Y (mm)'); % Nom de l'axe des y
        zlabel('Paramètre de risque de Crossland di'); % Nom de l'axe des z
        colorbar % Ajouter l'échelle reliant couleurs et valeurs
    end
    %
    %
    if I==2; % Si le plan #2 est le plan le plus critique
        % Affichage du profil des contraintes résiduelles sans lissage ni
        filtre
        surf(X2,Y2,D2,'Facecolor','Interp') % Graphique 3D en couleur de type
        surface

```

```

    % 'Facecolor','Interp' signifie interpolation bilinéaire des couleurs
    view(-20,30)          % Ajustement des angles azimuth et élévation de
base (0,90) = de face
    title('Analyse de fatigue pour le plan 2');      % Titre
    xlabel('Profondeur (mm)');                      % Nom de l'axe des x
    ylabel('Position selon Y (mm)');                % Nom de l'axe des y
    zlabel('Paramètre de risque de Crossland di');  % Nom de l'axe des z
    colorbar          % Ajouter l'échelle reliant couleurs et valeurs
end
%
% -----
% 10.3 - Calcul et affichage des contraintes MAX au creux
% Note: Les facteurs de correspondance sont basés sur l'analyse par
éléments finis
% Contrainte maximale de von Mises appliquée au creux (excluant les CR)
SvonMises_root=0.1524*F
% Contrainte maximale de flexion appliquée au creux = Sigma 1 (excluant
les CR)
Se_root=0.1709*F

% 10.4 - Affichage de la force MAX admissible
fprintf('LA CHARGE DE FLEXION ADMISSIBLE SUR LA DENT EST DE %d N \n',F)

end % Fin de la condition sur la section 10 en entier

%=====
% 11- Exporter les résultats à la fin de l'analyse si désiré
%=====
if export==1
    save -ascii X1 X1
    save -ascii X2 X2
    save -ascii X3 X3
    save -ascii X4 X4
    save -ascii X5 X5
    save -ascii X6 X6
    save -ascii X7 X7
    save -ascii X8 X8
    save -ascii X9 X9
    save -ascii X10 X10
    save -ascii Y1 Y1
    save -ascii Y2 Y2
    save -ascii Y3 Y3
    save -ascii Y4 Y4
    save -ascii Y5 Y5
    save -ascii Y6 Y6
    save -ascii Y7 Y7
    save -ascii Y8 Y8
    save -ascii Y9 Y9
    save -ascii Y10 Y10
    save -ascii D1 D1
    save -ascii D2 D2
    save -ascii D3 D3
    save -ascii D4 D4
    save -ascii D5 D5
    save -ascii D6 D6

```

```

save -ascii D7 D7
save -ascii D8 D8
save -ascii D9 D9
save -ascii D10 D10
save -ascii Se_root Se_root
save -ascii F F
end

%=====
% 12- Visualisation du paramètre di avec les éléments concernés en 3D
%=====
% Note: Les fichiers suivants sont requis pour cette section
% NLISTTOT: #noeud,x,y,z,,thetax,thetay,thetaz (en système CSYS0)
% ELISTTOT: #element,MAT,TYP,REL,ESY,SEC,N1,N2,N3,N4,N5,N6,N7,N8

if visu==1
    % 12.1 - Importations des coordonnées des noeuds et des connectivités
    % Note: Il s'agit des données pour les noeuds et éléments du creux
    % seulement (côté tension)
    NLISTTOT = importdata('NLISTTOT.txt');
    ELISTTOT = importdata('ELISTTOT.txt');
    % Calcul du nombre de noeuds
    [ligne,colonne]=size(NLISTTOT);
    nb_noeuds=ligne;
    % Calcul du nombre d'éléments
    [ligne,colonne]=size(ELISTTOT);
    nb_elements=ligne;

    % 12.2 - Préparation du tableau "sommets"
    % Initialisation
    sommets=zeros(nb_noeuds,3); % Format: Xi Yi Zi
    % Boucle pour remplir le tableau ligne par ligne
    for i = 1 : nb_noeuds % Pour tous les noeuds
        sommets(i,1)=NLISTTOT(i,2); % Coordonnée en X
        sommets(i,2)=NLISTTOT(i,3); % Coordonnée en Y
        sommets(i,3)=NLISTTOT(i,4); % Coordonnée en Z
    end

    % 12.3 - Préparation du tableau "faces"
    % Note: Chaque élément brique a 6 faces associées à ses 8 noeuds
    % Méthode 1: Reconstruction à chaque fois
    % Initialisation
    NOEUDS=zeros(nb_elements*6,4); % Format: N1 N2 N3 N4 sur chaque face
    % Boucle pour remplir le tableau ligne par ligne
    position=1; % Variable qui enregistre la ligne de la première face
    for i = 1 : nb_elements % Pour tous les éléments
        % Ordre des noeuds dans ANSYS: I, J, K, L, M, N, O, P
        % Numéro des colonnes ELISTTOT:7, 8, 9, 10, 11, 12, 13, 14
        % Face 1: (J-I-L-K)
        NOEUDS(position,1)=ELISTTOT(i,8); %J
        NOEUDS(position,2)=ELISTTOT(i,7); %I
        NOEUDS(position,3)=ELISTTOT(i,10); %L
        NOEUDS(position,4)=ELISTTOT(i,9); %K
        % Face 2: (I-J-N-M)
        NOEUDS(position+1,1)=ELISTTOT(i,7); %I

```

```

%      NOEUDS(position+1,2)=ELISTTOT(i,8); %J
%      NOEUDS(position+1,3)=ELISTTOT(i,12); %N
%      NOEUDS(position+1,4)=ELISTTOT(i,11); %M
%      % Face 3: (J-K-O-N)
%      NOEUDS(position+2,1)=ELISTTOT(i,8); %J
%      NOEUDS(position+2,2)=ELISTTOT(i,9); %K
%      NOEUDS(position+2,3)=ELISTTOT(i,13); %O
%      NOEUDS(position+2,4)=ELISTTOT(i,12); %N
%      % Face 4: (K-L-P-O)
%      NOEUDS(position+3,1)=ELISTTOT(i,9); %K
%      NOEUDS(position+3,2)=ELISTTOT(i,10); %L
%      NOEUDS(position+3,3)=ELISTTOT(i,14); %P
%      NOEUDS(position+3,4)=ELISTTOT(i,13); %O
%      % Face 5: (L-I-M-P)
%      NOEUDS(position+4,1)=ELISTTOT(i,10); %L
%      NOEUDS(position+4,2)=ELISTTOT(i,7); %I
%      NOEUDS(position+4,3)=ELISTTOT(i,11); %M
%      NOEUDS(position+4,4)=ELISTTOT(i,14); %P
%      % Face 6: (M-N-O-P)
%      NOEUDS(position+5,1)=ELISTTOT(i,11); %M
%      NOEUDS(position+5,2)=ELISTTOT(i,12); %N
%      NOEUDS(position+5,3)=ELISTTOT(i,13); %O
%      NOEUDS(position+5,4)=ELISTTOT(i,14); %P
%      % On pousse 6 faces plus loin avec l'autre élément
%      position=position+6;
%  end
%  % On doit retracer la ligne de "sommets" qui correspond à ces #noeud
%  % Initialisation
%  faces=zeros(nb_elements*6,4); % Format: N1 N2 N3 N4 sur chaque face
%  % Boucle sur tous les termes de NOEUDS
%  for i = 1 : nb_elements*6 % Pour toutes les lignes
%      for j = 1 : 4 % Pour les 4 colonnes
%          find=0; % Variable pour sortir de la boucle quand
on trouve
%          LI=0; % Initialisation de la ligne de recherche
en cours
%          noeud=NOEUDS(i,j); % Le # de noeud de la position en cours
%          while find==0
%              LI=LI+1; % Ligne de recherche actuelle
%              if noeud==NLISTTOT(LI,1)
%                  faces(i,j)=LI; % Le bon # de ligne
%                  find=1; % On arrête de boucler
%              end
%          end
%      end
%  end
%  end
%  %Méthode 2: Importation à partir d'un fichier produit avec la boucle
%  %précédente: (aide si le programme est lancé sur un ordinateur peu
puissant)
  faces=importdata('faces.txt');

% 12.4 - Préparation du tableau "dommage"
%dommage=zeros(nb_noeuds,1); % Remplir de 0 pour tout dessiner
dommage=NaN(nb_noeuds,1); % Remplir de NaN pour dessiner seulement
%les éléments calculés

```



```

% Écriture des valeurs du plan 1 aux bons endroits
for i=1:a1
    for j=1:b1
        valeur=D1(i,j);      % La valeur à caser au bon endroit dans
"dommage"
        noeud=NO1(i,j);      % Le numéro de # pour reprérer cet endroit
        find=0;              % Variable pour sortir de la boucle quand
on trouve
        LI=0;                % Initialisation de la ligne de recherche
en cours
        while find==0
            LI=LI+1;          % Ligne de recherche actuelle
            if noeud==NLISTTOT(LI,1)
                find=1;        % On arrête de boucler
                dommage(LI,1)=valeur; % On écrit la bonne valeur
            end
        end
    end
end

% Écriture des valeurs du plan 2 aux bons endroits
for i=1:a2
    for j=1:b2
        valeur=D2(i,j);      % La valeur à caser au bon endroit dans
"dommage"
        noeud=NO2(i,j);      % Le numéro de # pour reprérer cet endroit
        find=0;              % Variable pour sortir de la boucle quand
on trouve
        LI=0;                % Initialisation de la ligne de recherche
en cours
        while find==0
            LI=LI+1;          % Ligne de recherche actuelle
            if noeud==NLISTTOT(LI,1)
                find=1;        % On arrête de boucler
                dommage(LI,1)=valeur; % On écrit la bonne valeur
            end
        end
    end
end

% 12.5 - Affichage de "di" avec les éléments briques en 3D colorés

patch('Vertices',sommets,'Faces',faces,'FaceVertexCData',dommage,'FaceColor','interp')
view(-30,130)                % Ajustement des angles azimuth et élévation de
base (0,90) = de face
title('Distribution du paramètre de risque de Crossland');          % Titre
xlabel('X (mm)');            % Nom de l'axe des x
ylabel('Y (mm)');            % Nom de l'axe des y
zlabel('Z (mm)');            % Nom de l'axe des z
colorbar                     % Ajouter l'échelle reliant couleurs et valeurs
end
%=====FIN DU PROGRAMME=====

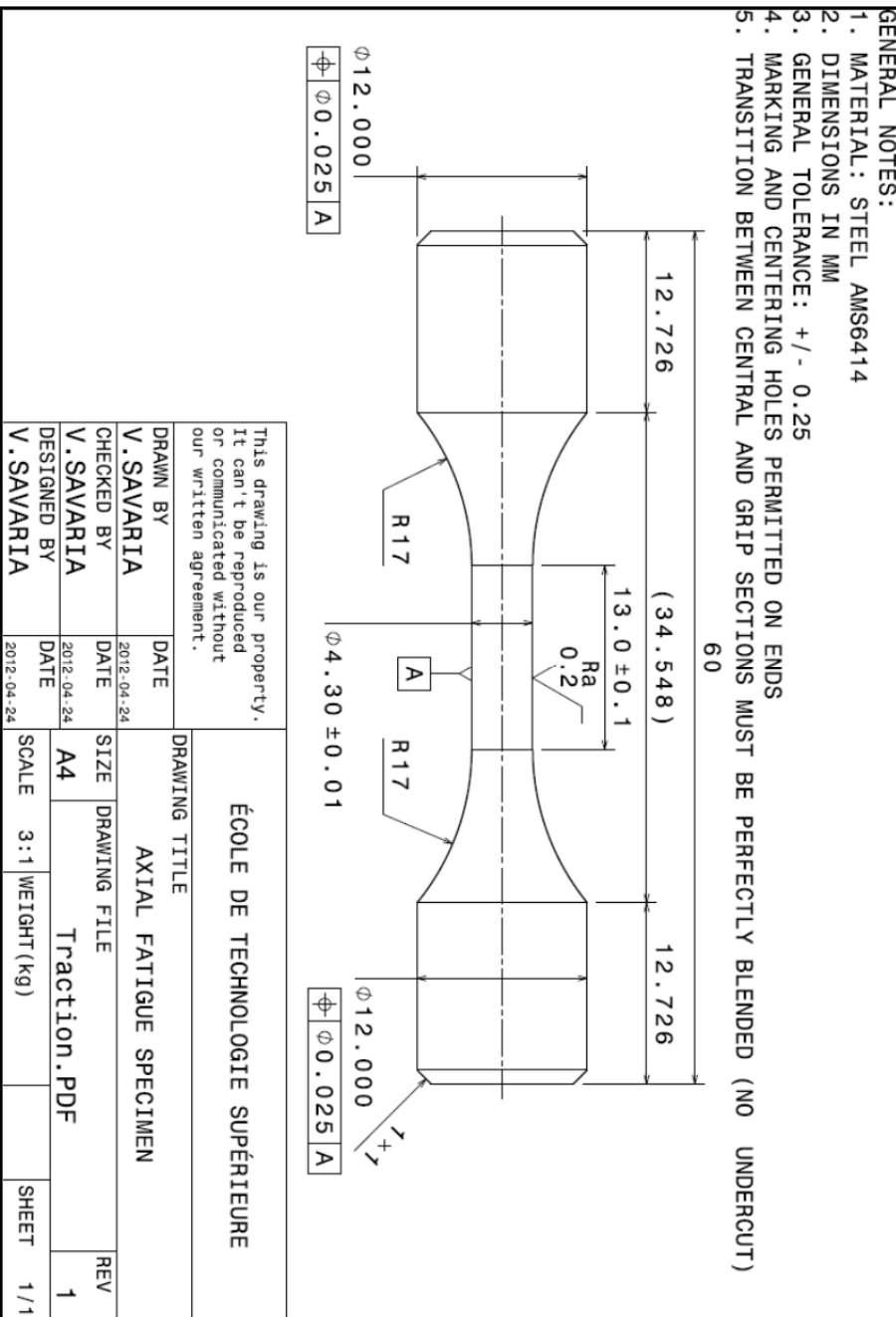
```



## ANNEXE XV

## DESSINS DES ÉPROUVETTES POUR LA CALIBRATION DES CRITÈRES

Note : Les dessins sont reproduits à partir des originaux et ne sont pas à l'échelle.



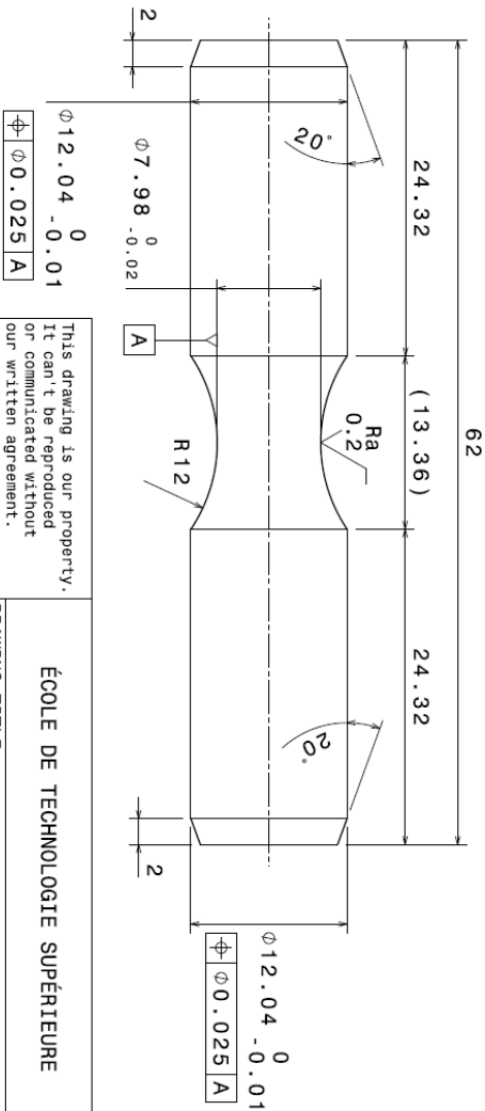
1. MATERIAL: STEEL AMS6414
2. DIMENSIONS IN MM
3. GENERAL TOLERANCE:  $\pm 0.25$
4. MARKING AND CENTERING HOLES PERMITTED ON ENDS
5. TRANSITION BETWEEN CENTRAL AND GRIP SECTIONS MUST BE PERFECTLY BLENDED (NO UNDERCUT)

## 2. DIMENSIONS IN MM

## 2. DIMENSIONS IN MM

4. MARKING AND CENTERING HOLES PERMITTED ON ENDS

5. TRANSITION BETWEEN CENTRAL AND GRIP SECTIONS MUST BE PERFECTLY BLENDED (NO UNDERCUT)



This drawing is our property. It can't be reproduced or communicated without our written agreement.

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

DRAWING TITLE

TORSION FATIGUE SPECIMEN

DRAWN BY		DATE	TORSION FATIGUE SPECIMEN		
CHECKED BY		DATE	SIZE DRAWING FILE		REV
V.SAVARIA		2012-04-24			
V.SAVARIA		2012-04-24	A4	Torsion.PDF	1
DESIGNED BY		DATE	SCALE	WEIGHT (kg)	SHEET
V.SAVARIA		2012-04-24	3:1		1/1

V. SAVARIA	2012-04-24
------------	------------

2012-04-24

SCALE

3:1 WEIGHT (kg)

SHEET 1/1

## ANNEXE XVI

### PROCÉDURES DE PRÉPARATION DES ÉPROUVETTES POUR LES CRITÈRES

La procédure de préparation des éprouvettes utilisée pour les éprouvettes de cette thèse a été modifiée dans le cadre du stage d'Adrien Durand afin de minimiser les contraintes résiduelles. Cette section décrit brièvement les deux procédures de préparation des éprouvettes. Il est important de noter qu'il s'agit de paramètres cibles. Certaines éprouvettes ont pu être polies avec une procédure légèrement différente dans certaines situations bien précises : déchirement imprévu d'un papier, nécessité de refaire une étape étant donné la présence de rayures inhabituelles, etc.

#### 1- Procédure régulière : (éprouvettes utilisées dans la thèse)

Usinage : tournage conventionnel sur une machine à commande numérique

Polissage :

3 polissages de 20 minutes au papier 320 GRIT

1 polissage de 20 minutes au papier 400 GRIT

1 polissage de 20 minutes au papier 600 GRIT

1 polissage de 20 minutes au papier 800 GRIT

1 polissage de 20 minutes au papier 1200 GRIT

1 polissage de 20 minutes à la pâte diamantée 3  $\mu\text{m}$  sur le tapis correspondant

1 polissage de 20 minutes à la pâte diamantée 1  $\mu\text{m}$  sur le tapis correspondant

Notes :

- Entre chacun des cinq papiers : rinçage à l'eau, à l'alcool et séchage à l'air comprimé.
- Avant et après chaque tapis : rinçage à l'eau, nettoyage aux ultrasons pendant 15 minutes dans un bain d'acétone et séchage à l'air comprimé.
- Cette procédure enlève environ 20  $\mu\text{m}$  sur le diamètre (éprouvettes à 60 HRC).
- Inverser le sens de l'éprouvette dans le mandrin à chaque étape pour favoriser un polissage uniforme de toute la section.
- Alternier entre les deux configurations des vitesses des moteurs à chaque étape pour changer le sens des rayures de polissage.

#### 2- Procédure modifiée : (stage d'Adrien Durand)

Usinage : tournage sur une machine à commande numérique, terminer par cinq passes de finition de 254  $\mu\text{m}$  suivies d'une passe de type *free cut* (passage de l'outil avec une profondeur de passe théorique nulle).

Polissage :

10 polissages de 7 minutes au papier 320 GRIT

1 polissage de 7 minutes au papier 400 GRIT

1 polissage de 7 minutes au papier 600 GRIT

1 polissage de 7 minutes au papier 800 GRIT

2 polissages de 4 minutes au papier 1200 GRIT

1 polissage de 20 minutes à la pâte diamantée 3  $\mu\text{m}$  sur le tapis correspondant  
1 polissage de 20 minutes à la pâte diamantée 1  $\mu\text{m}$  sur le tapis correspondant

Notes :

- Mêmes précautions que pour la procédure régulière.
- Cette procédure enlève au minimum 200  $\mu\text{m}$  sur le diamètre (éprouvettes à 60 HRC).

La Figure-A XVI-1 montre la machine de polissage automatique de l'ÉTS qui a été utilisée pour polir toutes les éprouvettes de cette thèse. Elle est munie de quatre moteurs servant à produire les quatre mouvements requis (les translations gauche-droite et avant-arrière, la rotation de l'éprouvette et la rotation du papier). Le polissage est entièrement automatique sauf pour la distribution de pâte diamantée qui est ajustée manuellement selon le besoin.

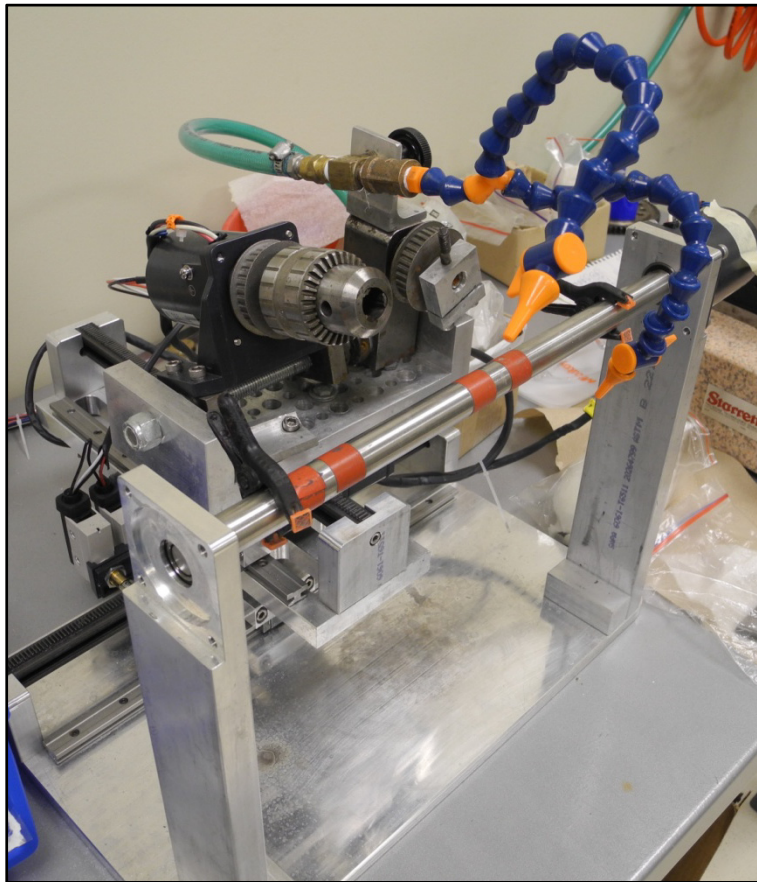


Figure-A XVI-1 Machine de polissage automatique pour les éprouvettes de fatigue

## ANNEXE XVII

### CAPTURE D'ÉCRAN SUITE À UNE ANALYSE AVEC LE MODÈLE

Les figures suivantes montrent un exemple de capture d'écran suite à une analyse avec le programme MATLAB® qui a été développé pour mettre en application le modèle décrit au Chapitre 5 ainsi qu'un exemple de représentation des résultats des calculs de fatigue sur le maillage en 3D.

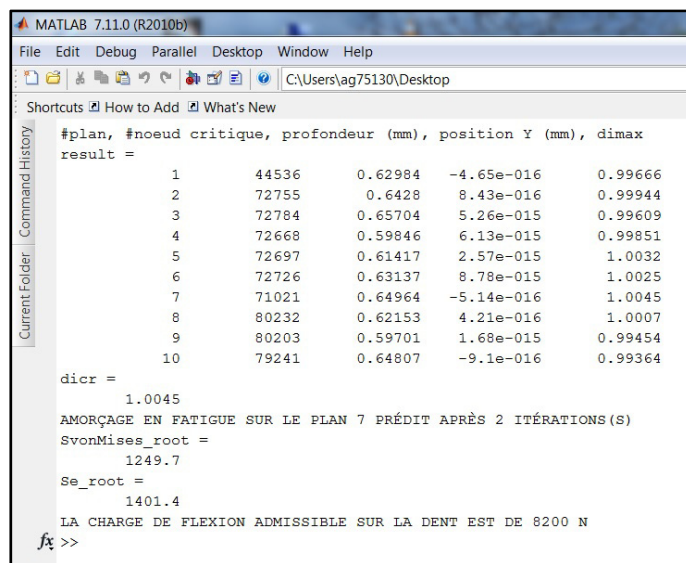


Figure-A XVII-1 Capture d'écran suite à une analyse avec le modèle de fatigue

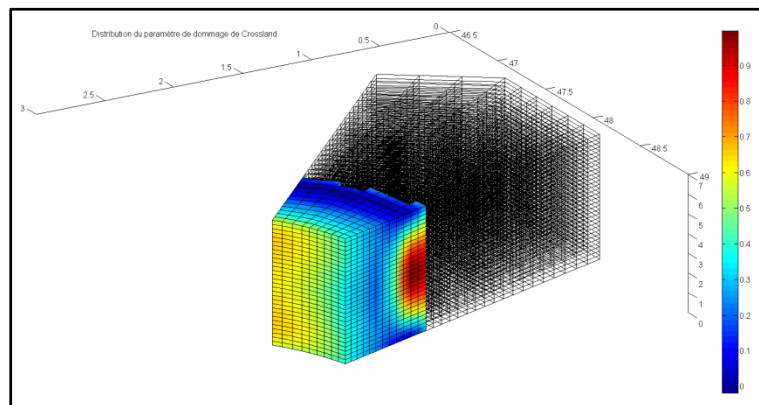


Figure-A XVII-2 Exemple d'une distribution du paramètre de risque  $d_i$  visualisée sur le maillage des éléments finis en pied de dent (cas d'un amorçage interne)





## ANNEXE XVIII

### DISTRIBUTIONS SPATIALES DU PARAMÈTRE DE RISQUE PRÉDITES PAR LE MODÈLE DE FATIGUE

Cette annexe présente les distributions du paramètre de risque  $d_i$  calculées à l'aide du modèle du Chapitre 5. Les figures sont montrées au pas de calcul final où au moins un point a un  $d_i$  supérieur ou égal à 1 et pour le plan de nœuds #10 (le plus critique).

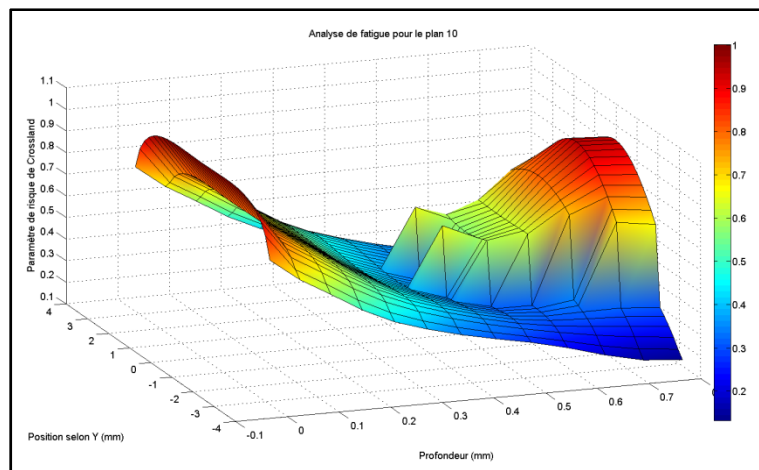


Figure-A XVIII-1 Distribution du paramètre  $d_i$  calculée avec le critère #1 pour la recette A

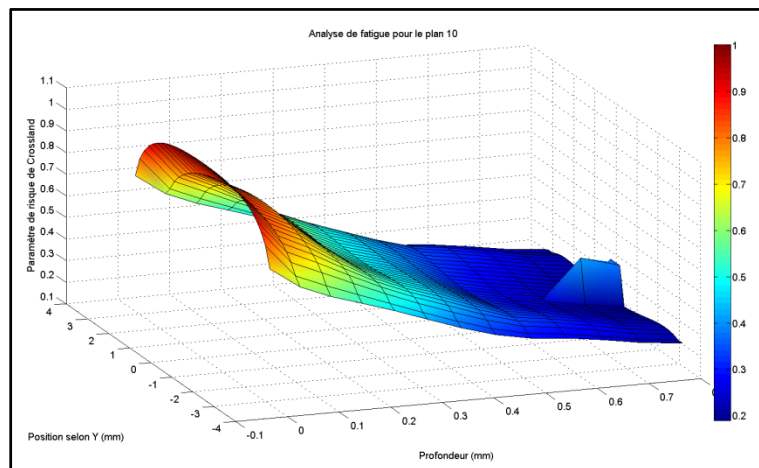


Figure-A XVIII-2 Distribution du paramètre  $d_i$  calculée avec le critère #1 pour la recette B

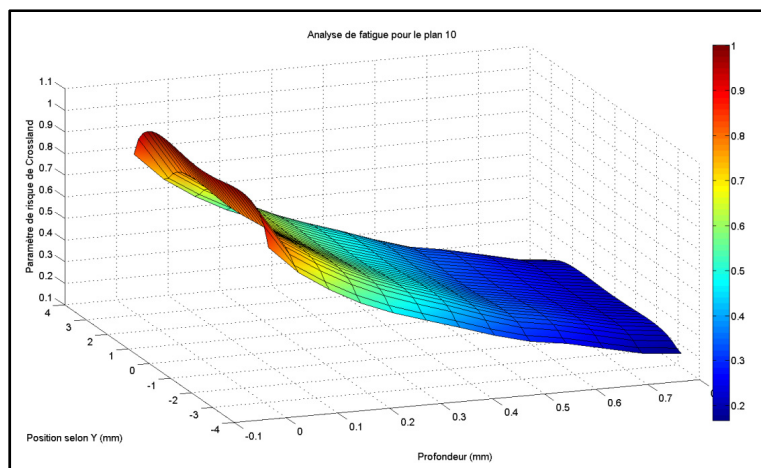


Figure-A XVIII-3 Distribution du paramètre  $d_i$  calculée avec le critère #1 pour la recette C

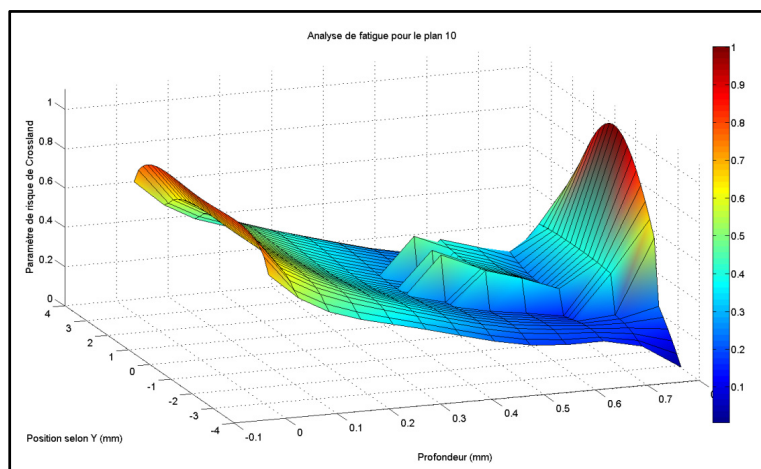


Figure-A XVIII-4 Distribution du paramètre  $d_i$  calculée avec le critère #1 pour la recette D

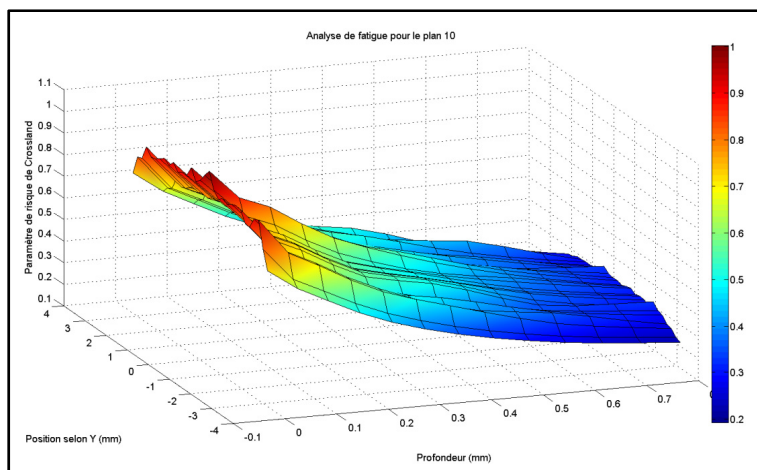


Figure-A XVIII-5 Distribution du paramètre  $d_i$  calculée avec le critère #1 pour la roue sans induction

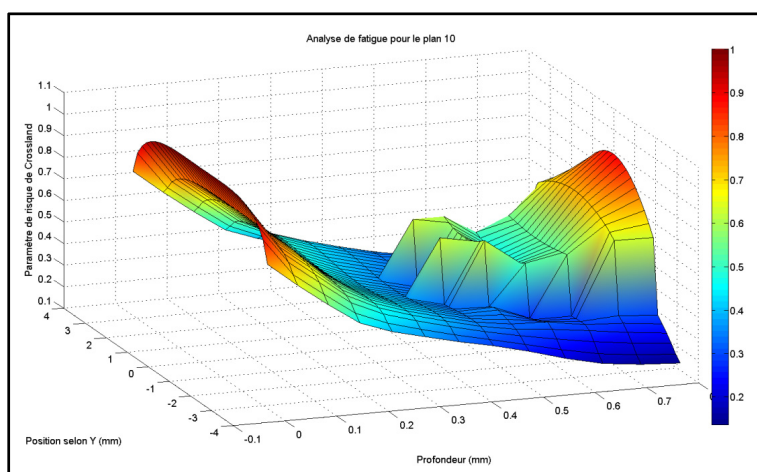


Figure-A XVIII-6 Distribution du paramètre  $d_i$  calculée avec le critère #2 pour la recette A

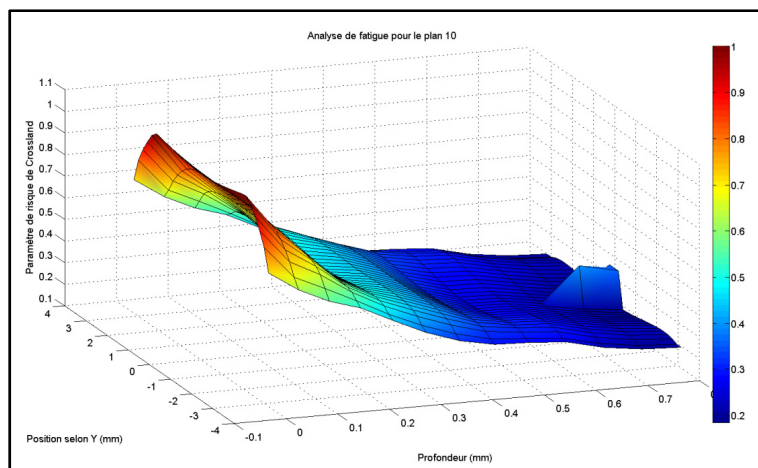


Figure-A XVIII-7 Distribution du paramètre  $d_i$  calculée avec le critère #2 pour la recette B

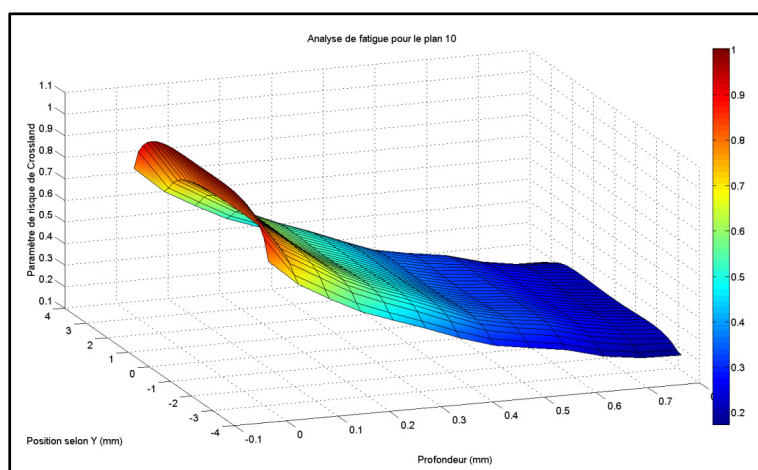


Figure-A XVIII-8 Distribution du paramètre  $d_i$  calculée avec le critère #2 pour la recette C

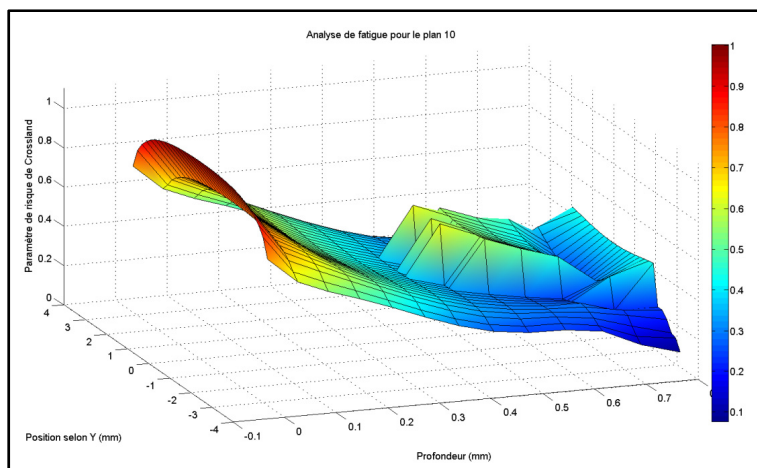


Figure-A XVIII-9 Distribution du paramètre  $d_i$  calculée avec le critère #2 pour la recette D

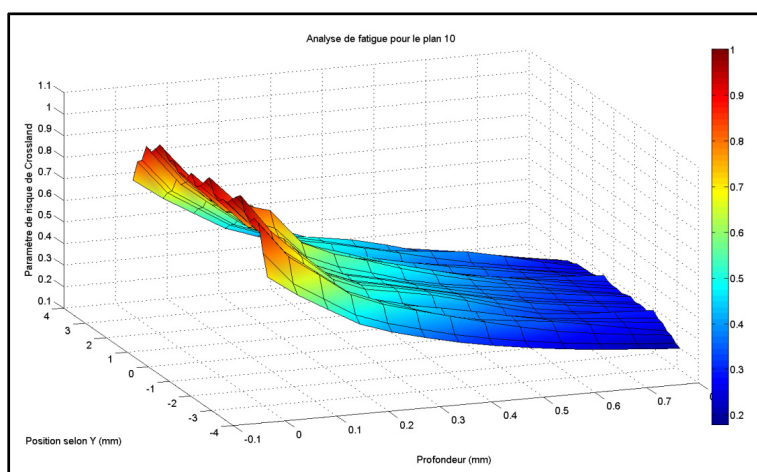


Figure-A XVIII-10 Distribution du paramètre  $d_i$  calculée avec le critère #2 pour la roue sans induction



## LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- American Gear Manufacturers Association. 2004. *Fundamental rating factors and calculation methods for involute spur and helical gear teeth*, 3e éd., ANSI/AGMA 2001-D04. Virginia, USA: American Gear Manufacturers Association, 70 p.
- Alban, Lester E. 1984. *Number 1 gear failure - tooth bending fatigue*. Coll. « SAE technical paper series », 841088. Warrendale (PA) USA: SAE International, 7 p.
- Alban, Lester E. 1985. *Systematic analysis of gear failures*. Metals Park (Ohio) USA : American Society for Metals, 232 p.
- Albertini, G., G. Bruno, F. Fiori, E. Girardin, A. Giuliani, E. Quadrini et F. Romani. 2000. « Neutron diffraction measurements for the determination of heat treatment effectiveness in generating compressive residual stress in an automotive crown gear ». *Physica B: Condensed Matter*, vol. 276-278, p. 925-926.
- Alfredsson, Bo, et Erik Olsson. 2012. « Multi-axial fatigue initiation at inclusions and subsequent crack growth in a bainitic high strength roller bearing steel at uniaxial experiments ». *International Journal of Fatigue*, vol. 41, p. 130-139.
- Almer, J. D., J. B. Cohen et B. Moran. 2000. « Effects of residual macrostresses and microstresses on fatigue crack initiation ». *Materials Science and Engineering A: Structural Materials: Properties, Microstructure and Processing*, vol. 284, n° 1-2, p. 268-279.
- American Gear Manufacturers Association. 1994. *Design guidelines for aerospace gearing*, 1ière éd., AGMA 911-A94. Virginia (USA): American Gear Manufacturers Association, 97 p.
- American Gear Manufacturers Association. 2004. *Fundamental rating factors and calculation methods for involute spur and helical gear teeth*, 3e éd., ANSI/AGMA 2001-D04. Virginia (USA): American Gear Manufacturers Association, 70 p.
- Arpin-Pont, Jérémy. 2012. « Méthode de détermination des incertitudes de mesures par jauges de déformation ». Mémoire de maîtrise en génie mécanique, Montréal, École de technologie supérieure, 154 p.
- ASTM International. 2002. *Standard test method for determining residual stresses by the hole-drilling strain-gage method*, E 837-01. West Conshohocken (PA) USA: ASTM International, 10 p.

- ASTM International. 2003. *Standard test method for determining the effective elastic parameter for X-Ray diffraction measurements of residual stress*, E 1426-98. West Conshohocken (PA) USA: ASTM International, 4 p.
- ASTM International. 2013. *Standard terminology relating to fatigue and fracture testing*, E 1823-13. West Conshohocken (PA) USA: ASTM International, 25 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 ès sciences appliquées, Rimouski, Université du Québec à Rimouski, 238 p.
- Baïlon, Jean-Paul, et Jean-Marie Dorlot. 2000. *Des matériaux*, 3e éd. Montréal: Presses internationales Polytechnique, 736 p.
- Banvillet, A., T. Palin-Luc et S. Lasserre. 2003. « A volumetric energy based high cycle multiaxial fatigue criterion ». *International Journal of Fatigue*, vol. 25, n° 8, p. 755-769.
- Baragetti, Sergio, et Federico Tordini. 2011. « A numerical study on the fatigue and rolling contact fatigue behaviour of PVD-coated steel and titanium spur gears ». *Engineering with Computers*, vol. 27, n° 2, p. 127-137.
- Barka, Noureddine. 2011. « Étude de sensibilité du profil de dureté des engrenages traités thermiquement par induction en fonction des paramètres machine ». Thèse de doctorat en génie, Montréal, École de technologie supérieure, 199 p.
- Barralis, Jean, Louis Castex et Gérard Maeder. 1999. « Précontraintes et traitements superficiels M1-180 ». In *Traité matériaux métalliques*, p. 1-50. Paris (France): Techniques de l'ingénieur.
- Bathias, Claude. 2008. « La fatigue gigacyclique ». In *Fatigue des matériaux et des structures I*, sous la dir. de Bathias, Claude, et André Pineau, p. 197-248. Paris (France): Hermès science publications.
- Bathias, Claude, et Paul C. Paris. 2004. *Gigacycle Fatigue in Mechanical Practice*, 1ière éd. New York (NY) USA: Marcel Dekker, 328 p.
- Benedetti, M., V. Fontanari, B. R. Hohn, P. Oster et T. Tobie. 2002. « Influence of shot peening on bending tooth fatigue limit of case hardened gears ». *International Journal of Fatigue*, vol. 24, n° 11, p. 1127-1136.
- Benedetti, M., V. Fontanari et B. D. Monelli. 2010. « Numerical simulation of residual stress relaxation in shot peened high-strength aluminum alloys under reverse bending



- fatigue ». *Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME*, vol. 132, n° 1, p. 011012-1-011012-9.
- Berruti, T., et M. M. Gola. 2003. « X-ray residual stress measurement on mechanical components with high curvature ». *Experimental Mechanics*, vol. 43, n° 1, p. 105-114.
- Bertini, L., et V. Fontanari. 1999. « Fatigue behaviour of induction hardened notched components ». *International Journal of Fatigue*, vol. 21, n° 6, p. 611-617.
- Billaudeau, Thomas. 2002. « Fatigue multiaxiale des matériaux à défauts: mécanismes et critère d'endurance ». Thèse de doctorat, Poitiers (France), École nationale supérieure de mécanique et d'aérotechnique, 221 p.
- Blut, Grégory. 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 en génie mécanique, Montréal, École de technologie supérieure 152 p.
- Bocher, P., D. Mingardi, B. Larregain, F. Bridier, F. Dughiero et M. Spezzapria. 2013. « Simulation of fast induction surface heating and comparison with experimental full-field surface temperature measurements ». In *International Conference on Heating by Electromagnetic Sources*. (Padua, May. 21-24 2013), p. 99-108. Padoue (Italie) : Servizi Grafici Editoriali
- Broll, Norbert. 1996. « Caractérisation de solides cristallisés par diffraction X PE 1 080 ». In *Traité analyse et caractérisation*, p. 1-17. Paris (France): Techniques de l'ingénieur.
- Cardou, Alain. 2006. *Plasticité, fatigue et rupture des matériaux métalliques*, 1ière éd. Coll. « Modèles mécaniques ». Longueuil (Qc.): Loze-Dion Éditeur, 369 p.
- Carlsson, S., et P. L. Larsson. 2001. « On the determination of residual stress and strain fields by sharp indentation testing. Part I: Theoretical and numerical analysis ». *Acta Materialia*, vol. 49, n° 12, p. 2179-2191.
- Carlsson, S., et P. L. Larsson. 2001. « On the determination of residual stress and strain fields by sharp indentation testing. Part II: Experimental investigation ». *Acta Materialia*, vol. 49, n° 12, p. 2193-2203.
- Cavallaro, G. P., T. P. Wilks, C. Subramanian, K. N. Strafford, P. French et J. E. Allison. 1995. « Bending fatigue and contact fatigue characteristics of carburized gears ». *Surface & Coatings Technology*, vol. 71, n° 2, p. 182-192.
- Chapetti, M. D., T. Tagawa et T. Miyata. 2003. « Ultra-long cycle fatigue of high-strength carbon steels part I: review and analysis of the mechanism of failure ». *Materials Science and Engineering A*, vol. 356, n° 1-2, p. 227-235.

- Clarke, K. D., C. J. Van Tyne, C. J. Vigil et R. E. Hackenberg. 2011. « Induction hardening 5150 steel: effects of initial microstructure and heating rate ». *Journal of Materials Engineering and Performance*, vol. 20, n° Compendex, p. 161-168.
- Coupard, Dominique, Thierry Palin-luc, Philippe Bristiel, Vincent Ji et Christian Dumas. 2008. « Residual stresses in surface induction hardening of steels: Comparison between experiment and simulation ». *Materials Science and Engineering A*, vol. 487, n° 1-2, p. 328-339.
- Crossland, B. 1956. « Effect of large hydrostatic pressures on the torsional fatigue strength of an alloy steel ». In *3rd International Conference on Fatigue of Metals*. (London, Sept. 10-14 1956). p. 138-149. London (UK): Institut of mechanical engineers.
- Cullity, B.D. 1956. *Elements of X-Ray diffraction*, 1ière éd. Coll. « Addison-Wesley Metallurgy series ». Reading (MA) USA: Addison-Wesley 514 p.
- Damm, E. Buddy. 2005. « 4340 Steel fatigue initiation and performance in rotating bending fatigue as a function of surface finish and melt practice ». In *Materials Science and Technology 2005 Conference*. (Pittsburgh, Sept. 25-28 2005). Vol. 2, p. 107-114. Warrendale (PA) USA: Association for Iron and Steel Technology.
- Dang-Van, K. 1993. *Macro-micro approach in high-cycle multiaxial fatigue*. Coll. « ASTM Special Technical Publication ». San Diego (CA) USA: ASTM, 101 p.
- Denis, Sabine. 1997. « Pr vision des contraintes résiduelles induites par traitement thermique et thermochimique ». *La Revue de M tallurgie-CIT/Science et Génie des Matériaux*, F vrier, p. 157-176.
- Denis, Sabine, Pierre Archambault, Elisabeth Gautier, André Simon et Gérard Beck. 2002. « Prediction of residual stress and distortion of ferrous and non-ferrous metals: current status and future developments ». *Journal of Materials Engineering and Performance*, vol. 11, n  1, p. 92-102.
- Denis, Sabine, M. Zandona, A. Mey, M. Boufoussi et A. Simon. 1993. « Calculation of internal stresses during surface heat treatment of steels ». In *European Conference on Residual Stresses*. (Frankfurt, 1992), p. 1011-1020. Frankfurt (Germany): DEM Informationsgesellschaft mbH.
- Dennis, R. J., D. P. Bray, N. A. Leggatt et M. Turski. 2008. « Assessment of the influence of plasticity and constraint on measured residual stresses using the contour method ». In *ASME 2008 Pressure Vessels and Piping Conference PVP2008*. (Chicago, July 27-31 2008), Vol. 6, p. 477-485. Chicago (IL) USA: American Society of Mechanical Engineers.

- Doquet, Véronique. 2009. « Plasticité cyclique et amorçage de fissures en fatigue ». In *Endommagement et rupture des matériaux 1*, sous la dir. de Clavel, Michel, et Philippe Bompard, p. 135-172. Paris (France): Hermès science publications.
- Durban, Cédric. 1997. « Analyse et optimisation des paramètres influant sur le calcul prévisionnel des contraintes résiduelles conséquentes au chauffage superficiel par induction suivi d'une trempe ». Thèse de doctorat en mécanique, Bordeaux, École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, 171 p.
- England, Roger D. 2000. « Measurement of residual stresses in diesel components using X-ray, synchrotron, and neutron diffraction ». Master of science, Cincinnati, University of Cincinnati, 115 p.
- Evans, A., G. Johnson, A. King et P. J. Withers. 2007. « Characterization of laser peening residual stresses in Al 7075 by synchrotron diffraction and the contour method ». *Journal of Neutron Research*, vol. 15, n° 2, p. 147-154.
- Fajdiga, G., J. Flašker et S. Glodež. 2004. « The influence of different parameters on surface pitting of contacting mechanical elements ». *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 71, n° 4-6, p. 747-758.
- Farrell, Shannon , et Luke MacGregor. 2008. *Residual stress analysis of Q1N submarine pressure hull steel with the portable miniature X-Ray diffractometer*. DRDC Atlantic TM 2007-335. Dartmouth (Nouvelle-Écosse): Recherche et développement pour la défense Canada.
- Fernandes, P. J. L. 1996. « Tooth bending fatigue failures in gears ». *Engineering Failure Analysis*, vol. 3, n° 3, p. 219-225.
- Findley, W. N. 1958. « Theory for effect of mean stress on fatigue of metals under combined torsion and axial load or bending ». In *ASME Meeting. (New York, Nov. 30 - Dec. 5 1958)*. New York (NY) USA: American Society of Mechanical Engineers.
- Findley, W. N., J.J. Coleman et B.C. Hanley. 1956. « Theory for combined bending and torsion fatigue with data for SAE 4340 steel ». In *International Conference on Fatigue of Metals (London Sep.10-14 and New-York Nov. 28-30)*, p. 150-157. London (UK): Institution of Mechanical Engineers.
- Flaceliere, L., et F. Morel. 2010. « Modélisation du cumul de dommage en fatigue multiaxiale polycyclique - Confrontation aux essais pour un acier ferrito-perlitique C35 ». *Revue de métallurgie*, vol. 107, p. 93-100.
- François, M., J.M. Sprauel, C.F. Déhan, M.R. James, F. Convert, J. Lu, J.L. Lebrun, N. Ji et R.W. Hendricks. 1996. « X-ray diffraction method ». In *Handbook of measurement of*

*residual stresses*, sous la dir. de Lu, J., p. 71-132. Upper Saddle River (NJ) USA: Society for Experimental Mechanics.

Franulovic, M., B. Krizan et R. Basan. 2005. « The increase of tooth root stresses on HCR gears with pitch errors ». In *International Conference on Gears*. (Munich, Sep.15-16 2005), p. 1227-1241. Düsseldorf (Allemagne) : VDI Verlag GmbH.

Gasparini, Giuseppe, U. Mariani, C. Gorla, M. Filippini et F. Rosa. 2009. « Bending fatigue tests of helicopter case carburized gears: Influence of material, design and manufacturing parameters ». *Gear Technology*, November/December edition, p. 68-76.

Goncalves, Camilla A., Jose A. Araujo et Edgar N. Mamiya. 2005. « Multiaxial fatigue: A stress based criterion for hard metals ». *International Journal of Fatigue*, vol. 27, n° 2, p. 177-187.

Grum, Janez. 2007. « Overview of residual stresses after induction surface hardening ». *International Journal of Materials and Product Technology*, vol. 29, n° 1-4, p. 9-42.

Guechichi, H., et L. Castex. 2006. « Fatigue limits prediction of surface treated materials ». *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 172, n° 3, p. 381-387.

Hacini, Lyès. 2008. « Étude des effets du martelage répétitif sur les contraintes résiduelles ». Thèse de doctorat en génie, Montréal, École de technologie supérieure, 169 p.

Hacini, L., N. Van Lê et P. Bocher. 2009. « Evaluation of residual stresses induced by robotized hammer peening by the contour method ». *Experimental Mechanics*, vol. 49, n° 6, p. 775-783.

Haimbaugh, Richard E. 2001. *Practical induction heat treating*, 1ière éd. Materials Park (Ohio) USA: ASM International, 332 p.

Haritos, George K., Theodore Nicholas et David B. Lanning. 1999. « Notch size effects in HCF behavior of Ti-6Al-4V ». *International Journal of Fatigue*, vol. 21, n° 7, p. 643-652.

Hatamleh, Omar, Rajiv S. Mishra et Ovidio Oliveras. 2009. « Peening effects on mechanical properties in friction stir welded AA 2195 at elevated and cryogenic temperatures ». *Materials and Design*, vol. 30, n° 8, p. 3165-3173.

Hertzberg, Richard W. 1996. *Deformation and fracture mechanics of engineering materials*, 4e éd. New York (NY) USA: J. Wiley and Sons, 786 p.

Hill, M. R., A. T. DeWald, J. E. Rankin et M. J. Lee. 2005. « Measurement of laser peening residual stresses ». *Materials Science and Technology*, vol. 21, n° 1, p. 3-9.

- Hong, Youshi, Aiguo Zhao, Guian Qian et Chengen Zhou. 2012. « Fatigue strength and crack initiation mechanism of very-high-cycle fatigue for low alloy steels ». *Metallurgical and Materials Transactions A: Physical Metallurgy and Materials Science*, vol. 43, n° 8, p. 2753-2762.
- Hornbach, Douglas J., P. S. Prévay et Perry W. Mason. 1995. « X-ray diffraction characterization of the residual stress and hardness distributions in induction hardened gears ». In *First International Conference on Induction Hardened Gears and Critical Components (May 15-17 Indianapolis)*. p. 69-76. Indianapolis (IN) USA: Gear Research Institute.
- Hosseinzadeh, Foroogh, Muhammed Burak Toparli et Peter John Bouchard. 2012. « Slitting and contour method residual stress measurements in an edge welded beam ». *Journal of Pressure Vessel Technology, Transactions of the ASME*, vol. 134, n° 1, p. 0114021-0114026.
- Jablonski, Frank, et Johanna Varvarikes. 2008. « Prediction of fatigue limits of surface-hardened steel with regard to mean stresses and residual stresses-A comparison ». *Materials Science and Engineering A*, vol. 483-484, n° 1-2 C, p. 440-443.
- James, M. N., D. J. Hughes, Z. Chen, H. Lombard, D. G. Hattingh, D. Asquith, J. R. Yates et P. J. Webster. 2007. « Residual stresses and fatigue performance ». *Engineering Failure Analysis*, vol. 14, n° 2, p. 384-395.
- Kanchanomai, C., et W. Limtrakarn. 2008. « Effect of residual stress on fatigue failure of carbonitrided low-carbon steel ». *Journal of Materials Engineering and Performance*, vol. 17, n° 6, p. 879-887.
- Kang, Z. Q., J. B. Li et Z. G. Wang. 1994. « Stress correction for removal of materials in x-ray stress determination ». *Journal of Testing and Evaluation*, vol. 22, n° 3, p. 217-221.
- Kartal, M. E., C. D. M. Liljedahl, S. Gungor, L. Edwards et M. E. Fitzpatrick. 2008. « Determination of the profile of the complete residual stress tensor in a VPPA weld using the multi-axial contour method ». *Acta Materialia*, vol. 56, n° 16, p. 4417-4428.
- Komori, M., A. Kubo, T. Takahashi, T. Tanaka et Y. Ichihara. 2005. « Pitting, chipping and tooth breakage due to edge contact ». In *International Conference on Gears*. (Munich, Sep.15-16 2005), p. 1309-1324. Düsseldorf (Allemagne) : VDI Verlag GmbH.
- Komotori, J., M. Shimizu, Y. Misaka et K. Kawasaki. 2001. « Fatigue strength and fracture mechanism of steel modified by super-rapid induction heating and quenching ». *International Journal of Fatigue*, vol. 23, n° supplémentaire, p. S225-S230.

- Korsunsky, A. M., K. E. James, C. Aylott et B. A. Shaw. 2002. « Residual stresses in induction-hardened gear teeth mapped by neutron diffraction ». *Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, vol. 37, n° 4, p. 337-344.
- Koster, W. 1991. « Effect of residual stress on fatigue of structural alloys ». In *Third International Conference. (Indianapolis 1991)*. p. 1-9. Materials Park (OH): ASM International.
- Kramberger, J., M. Šraml, S. Glodez, J. Flašker et I. Potrč. 2004. « Computational model for the analysis of bending fatigue in gears ». *Computers and Structures*, vol. 82, n° 23-26, p. 2261-2269.
- Kristoffersen, H., et P. Vomacka. 2001. « Influence of process parameters for induction hardening on residual stresses ». *Materials and Design*, vol. 22, n° 8, p. 637-644.
- Lai, Junbiao, Thore Lund, Karin Ryden, Antonio Gabelli et Ingemar Strandell. 2012. « The fatigue limit of bearing steels - Part I: A pragmatic approach to predict very high cycle fatigue strength ». *International Journal of Fatigue*, vol. 38, p. 155-168.
- Lalonde, Sébastien. 2008. « Modélisation de la propagation des fissures dans les engrenages par la méthode des éléments de frontières ». Mémoire de maîtrise en génie mécanique, Montréal, École de technologie supérieure, 256 p.
- Lambda Research. 1996. *Finite element correction for stress relaxation in complex geometries*. Coll. « Diffraction notes », no.17. Cincinnati (OH) USA : Lambda Research Laboratory, 4 p.
- Larsson, P. L. 2011. « On the mechanical behavior at sharp indentation of materials with compressive residual stresses ». *Materials and Design*, vol. 32, n° 3, p. 1427-34.
- Larsson, Per-Lennart, et Pierre Blanchard. 2012. « On the correlation between residual stresses and global indentation quantities: Numerical results for general biaxial stress fields ». *Materials and Design*, vol. 37, n° 0, p. 435-442.
- Leap, M. J., J. Rankin, J. Harrison, L. Hackel, J. Nemeth et J. Candela. 2011. « Effects of laser peening on fatigue life in an arrestment hook shank application for Naval aircraft ». *International Journal of Fatigue*, vol. 33, n° 6, p. 788-799.
- Leggatt, R. H., D. J. Smith, S. D. Smith et F. Faure. 1996. « Development and experimental validation of the deep hole method for residual stress measurement ». *Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, vol. 31, n° 3, p. 177-186.
- Lévesque, Jean-Benoît. 2010. « Développement d'une méthode de calcul des contraintes résiduelles pour la méthode des contours et mesures expérimentales des contraintes

- résiduelles de joints soudé en T sous l'influence de bridage ». Mémoire de maîtrise en génie mécanique, Montréal, École de technologie supérieure, 139 p.
- 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*, vol. 42, n° 1, p. 88-114.
- Löhe, D., K.-H. Lang et O. Vöhringer. 2002. « Residual stresses and fatigue behavior ». In *Handbook of residual stress and deformation of steel*, sous la dir. de Totten, G., M. Howes et T. Inoue, p. 27-53. Materials Park (OH) USA: ASM International.
- Lu, Jian. 1996. *Handbook of measurement of residual stresses*, 1ière éd. Upper Saddle River (NJ) USA: Fairmont Press, 238 p.
- Lu, J. 2002. « Prestress engineering of structural material: a global design approach to the residual stress problem ». In *Handbook of residual stress and deformation of steel*, sous la dir. de Totten, G., M. Howes et T. Inoue, p. 11-26. Materials Park (OH) USA: ASM International.
- Markegard, Leif, et Hans Kristoffersen. 2007. « Optimized properties of car components: an explanation of how residual stress is created during surface hardening ». In *Swedish Suppliers of Heat Treatment Equipment Conference. (Eskilstuna, September 13-14 2007)*.
- Masuyama, Tomoya, Satoshi Yoshiizumi et Katsumi Inoue. 2006. « Quantitative evaluation of strain near tooth fillet by image processing ». *JSME International Journal, Series C: Mechanical Systems, Machine Elements and Manufacturing*, vol. 49, n° 4, p. 1131-1139.
- McClung, R. Craig. 2007. « A literature survey on the stability and significance of residual stresses during fatigue ». *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, vol. 30, n° 3, p. 173-205.
- McDiarmid, D. L. 1991. « General criterion for high cycle multiaxial fatigue failure ». *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, vol. 14, n° 4, p. 429-453.
- McDiarmid, D. L. 1994. « Shear stress based critical-plane criterion of multiaxial fatigue failure for design and life prediction ». *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, vol. 17, n° 12, p. 1475-1484.
- McDowell, D. L. 1996. « Basic issues in the mechanics of high cycle metal fatigue ». *International Journal of Fracture*, vol. 80, n° 2-3, p. 103-145.

- McDowell, D. L. 2007. « Simulation-based strategies for microstructure-sensitive fatigue modeling ». *Materials Science and Engineering A*, vol. 468-470, n° special issue, p. 4-14.
- Misaka, Yoshitaka, Yutaka Kiyosawa, Kazuhiro Kawasaki, Takao Yamazaki et Wilson O. Silverthorne. 1997. « Gear contour hardening by micropulse induction heating system ». In *Proceedings of the 1997 International Congress and Exposition. (Detroit, Feb. 24-27 1997)*, Vol. 1241, p. 121-130. Warrendale (PA) USA : SAE.
- Montero, W., R. Farag, V. Diaz, M. Ramirez et B. L. Boada. 2011. « Uncertainties associated with strain-measuring systems using resistance strain gauges ». *Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, vol. 46, n° 1, p. 1-13.
- Moore, M.G., et W.P. Evans. 1958. « Mathematical correction for stress in removed layers in X-ray diffraction residual stress analysis ». *SAE Transactions*, vol. 66, n° 580035, p. 340-345.
- Morel, F. 2000. « Critical plane approach for life prediction of high cycle fatigue under multiaxial variable amplitude loading ». *International Journal of Fatigue*, vol. 22, n° 2, p. 101-119.
- Morel, F., et L. Flaceliere. 2005. « Data scatter in multiaxial fatigue: From the infinite to the finite fatigue life regime ». *International Journal of Fatigue*, vol. 27, n° 9, p. 1089-1101.
- Morel, F., A. Morel et Y. Nadot. 2009. « Comparison between defects and micro-notches in multiaxial fatigue - The size effect and the gradient effect ». *International Journal of Fatigue*, vol. 31, n° 2, p. 263-275.
- Morel, F., et T. Palin-Luc. 2002. « A non-local theory applied to high cycle multiaxial fatigue ». *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, vol. 25, n° 7, p. 649-665.
- Munsi, A. S. M. Y., A. J. Waddell et C. A. Walker. 2003. « A method for determining X-ray elastic constants for the measurement of residual stress ». *Strain*, vol. 39, n° 1, p. 3-10.
- Murakami, Y., T. Nomoto et T. Ueda. 2000. « On the mechanism of fatigue failure in the superlong life regime ( $N > 10^7$  cycles). I. Influence of hydrogen trapped by inclusions ». *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, vol. 23, n° 11, p. 893-902.
- Murugan, N., et R. Narayanan. 2009. « Finite element simulation of residual stresses and their measurement by contour method ». *Materials and Design*, vol. 30, n° 6, p. 2067-2071.



- Nadot, Yves. 2012. *Dimensionnement en fatigue des structures*. [Notes du cours "Fatigue des structures"]. Poitiers (France): ISAE-ENSMA.
- Nasri, Hassan. 2007. « Mesure de contraintes résiduelles dues au soudage et au soudage-martelage par micro-profil de surface ». Mémoire de maîtrise en génie mécanique, Montréal, École de technologie supérieure, 107 p.
- Nasri, Hassan, Jacques Lantaigne et Henri Champlaud. 2007. « Usage of the contour method in measuring residual stress in welding and peen-welding applications ». In *IASTED Asian Conference on Modelling and Simulation*. (Beijing, Oct. 8-10 2007), p. 89-95. Acta Press.
- Novovic, D., R. C. Dewes, D. K. Aspinwall, W. Voice et P. Bowen. 2004. « The effect of machined topography and integrity on fatigue life ». *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 44, n° 2-3, p. 125-134.
- Olmi, G., M. Comandini et A. Freddi. 2010. « Fatigue on shot-peened gears: Experimentation, simulation and sensitivity analyses ». *Strain*, vol. 46, n° 4, p. 382-395.
- Palin-Luc, T., D. Coupard, C. Dumas et P. Bristiel. 2011. « Simulation of multiaxial fatigue strength of steel component treated by surface induction hardening and comparison with experimental results ». *International Journal of Fatigue*, vol. 33, n° 8, p. 1040-1047.
- Papadopoulos, I. V., P. Davoli, C. Gorla, M. Filippini et A. Bernasconi. 1997. « A comparative study of multiaxial high-cycle fatigue criteria for metals ». *International Journal of Fatigue*, vol. 19, n° 3, p. 219-235.
- Papadopoulos, I. V., et V. P. Panoskaltsis. 1996. « Invariant formulation of a gradient dependent multiaxial high-cycle fatigue criterion ». *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 55, n° 4, p. 513-528.
- Paquet, Daniel. 2006. « Modélisation des contraintes résiduelles thermiques et étude de leur effet sur la vie en fatigue de l'acier inoxydable austénitique 304L ». Mémoire de maîtrise ès sciences appliquées, Montréal, École Polytechnique de Montréal, 286 p.
- Parrish, G., D. W. Ingham et M. Chaney. 1998. « Submerged induction hardening of gears: Processing and application aspects ». *Heat Treatment of Metals*, vol. 25, n° 1, p. 1-8.
- Pascal, Johan. 2012. « Mesure et prédiction des distorsions des engrenages traités par induction ». Mémoire de maîtrise en génie mécanique, Montréal, École de technologie supérieure, 205 p.

- Pedersen, T. F., et I. L. H. Hansson. 1989. « Finite element calculations for correction of residual stress profiles of coated and uncoated materials measured by X-ray diffraction ». *NDT international*, vol. 22, n° 6, p. 347-352.
- Pineau, André. 2008. « La fatigue plastique oligocyclique ». In *Fatigue des matériaux et des structures I*, sous la dir. de Bathias, Claude, et André Pineau, p. 129-196. Paris (France): Hermès science publications.
- Pineau, André, et Claude Bathias. 2008. « Introduction à la fatigue : motivation et méthodologie ». In *Fatigue des matériaux et des structures I*, sous la dir. de Bathias, Claude, et André Pineau, p. 17-38. Paris (France): Hermès science publications.
- Podrug, S., D. Jelaska et S. Glodez. 2008. « Influence of different load models on gear crack path shapes and fatigue lives ». *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, vol. 31, n° 5, p. 327-339.
- Potdar, Yogesh, Karthick Chandraseker, Amit Kale, Rohinton Irani, Robert McClain, Mike Hartle et Paul Domas. 2007. *Evaluation of a finite element based correction of layer removal during XRD measurements for geometries and stress distributions of interest in aircraft engines*. Coll. « Technical Information Series », 2007GRC123. Niskayuna (NY) USA: GE Global Research, 12 p.
- Prevéy, Paul S. 1996. « Current applications of X-ray diffraction residual stress measurement ». In *28th Annual Technical Meeting of International Metallographic Society*. (Albuquerque, Jul. 23-24 1995), p. 103-110. Coll. « Developments in Materials Characterization Technologies ». Materials Park (OH) : ASM International.
- Prevéy, Paul S. 1986. « X-ray diffraction residual stress techniques ». In *Metals Handbook 10*, sous la dir. de Crankovic, George M., p. 380-392. Metals Park (OH) USA: ASM International.
- Prime, Michael B. 2000. « The contour method: Simple 2-D mapping of residual stresses ». *American Society of Mechanical Engineers, Pressure Vessels and Piping Division*, vol. 415, p. 121-127.
- Prime, M. B. 2001. « Cross-sectional mapping of residual stresses by measuring the surface contour after a cut ». *Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME*, vol. 123, n° 2, p. 162-168.
- Prime, Michael B. 2005. « Residual stresses measured in quenched HSLA-100 steel plate ». In *2005 SEM Annual Conference and Exposition on Experimental and Applied Mechanics*. (Portland, June 7-9 2005), p. 1961-1967. Bethel (CT) USA : Society for Experimental Mechanics.

- Prime, Michael B., Thomas Gnaupel-Herold, John A. Baumann, Richard J. Lederich, David M. Bowden et Robert J. Sebring. 2006. « Residual stress measurements in a thick, dissimilar aluminum alloy friction stir weld ». *Acta Materialia*, vol. 54, n° 15, p. 4013-4021.
- Prime, M. B., M. R. Hill, A. T. DeWald, R. J. Sebring, V. R. Dave et M. J. Cola. 2002. « Residual Stress Mapping in Welds Using the Contour Method ». In *Trends in Welding Research: Proceedings of the 6th International Conference. (Phoenix, Apr. 15-19 2002)*, p. 891-896. Materials Park (OH) USA : ASM International.
- Prime, Michael B., et Alan L. Kastengren. 2010. « The contour method cutting assumption: Error minimization and correction ». In *SEM Annual Conference and Exposition on Experimental and Applied Mechanics 2010. (Indianapolis, June 7-10 2010)*, Vol. 2, p. 849-866. Bethel (CT) USA : Society for Experimental Mechanics.
- Prime, M. B., R. J. Sebring, J. M. Edwards, D. J. Hughes et P. J. Webster. 2004. « Laser surface-contouring and spline data-smoothing for residual stress measurement ». *Experimental Mechanics*, vol. 44, n° 2, p. 176-184.
- Pullin R., A. Clarke, M.J. Eaton, K.M. Holford, S.L. Evans et J.P. McCorry. 2010. « Detection of cracking in gear teeth using acoustic emission ». *Applied Mechanics and Materials*, vol. 24-25, p. 45-50.
- Rabbe, Paul, et Louis Anquez. 2008. « L'amorçage de fissures de fatigue ». In *Fatigue des matériaux et des structures I*, sous la dir. de Bathias, Claude, et André Pineau, p. 85-128. Paris (France): Hermès science publications.
- Rangaswamy, Partha, M. L. Griffith, M. B. Prime, T. M. Holden, R. B. Rogge, J. M. Edwards et R. J. Sebring. 2005. « Residual stresses in LENS components using neutron diffraction and contour method ». *Materials Science and Engineering A*, vol. 399, n° 1-2, p. 72-83.
- Rao, Suren B., et Douglas R. McPherson. 2003. « Experimental characterization of bending fatigue strength in gear teeth ». *Gear Technology*, vol. 20, n° 1, p. 25-32.
- Ravi Chandran, K. S., P. Chang et G. T. Cashman. 2010. « Competing failure modes and complex S-N curves in fatigue of structural materials ». *International Journal of Fatigue*, vol. 32, n° 3, p. 482-491.
- Ricardo, C. L. A., M. D'Incau et P. Scardi. 2007. « Revision and extension of the standard laboratory technique for X-ray diffraction measurement of residual stress gradients ». *Journal of Applied Crystallography*, vol. 40, n° 4, p. 675-683.
- Rodman, Dmytro, Christian Krause, Florian Nürnberger, Friedrich-Wilhelm Bach, Lorenz Gerdes et Bernd Breidenstein. 2012. « Investigation of the surface residual stresses in

- spray cooled induction hardened gearwheels ». *International Journal of Materials Research*, vol. 103, n° 1, p. 73-79.
- Roy, George. 2009. « Complementarity of experimental and numerical methods for determining residual stress states ». *Powder Diffraction*, vol. 24, n° suppl.S1, p. S3-S10.
- Roy, George, Mac Braid et Guowu Shen. 2003. « Application of ADINA and hole drilling method to residual stress determination in weldments ». *Computers and Structures*, vol. 81, n° 8-11, p. 929-935.
- Rudnev, Valery, D. Loveless, R. Cook et M. Black. 2003. *Handbook of induction heating*, 1ière éd. Coll. « Manufacturing engineering and materials processing », 61. New York (NY) USA: Marcel Dekker, 777 p.
- Ruud, C. 2002. « Measurement of residual stresses ». In *Handbook of residual stress and deformation of steel*, sous la dir. de Totten, G., M. Howes et T. Inoue, p. 99-117. Materials Park (OH) USA: ASM International.
- SAE International. 2003. *Residual stress measurement by X-ray diffraction*, 1ière éd. HS-784. Warrendale (PA) USA: SAE International, 85 p.
- SAE International. 2007. *Steel, bars, forgings, and tubing 0.80Cr - 1.8Ni - 0.25Mo (0.38 - 0.43C) (SAE 4340), vacuum consumable electrode remelted*. AMS 6414K. Warrendale (PA) USA: SAE International, 9 p.
- Savaria, Vincent, Florent Bridier et Philippe Bocher. 2012. « Computational quantification and correction of the errors induced by layer removal for subsurface residual stress measurements ». *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 64, n° 1, p. 184-195.
- Schwenk, M., B. Kaufmann, J. Hoffmeister et V. Schulze. 2012. « Residual stress prediction for dual frequency induction hardening considering transformation plasticity during austenitization ». In *6th International Quenching and Control of Distortion Conference: Quenching Control and Distortion, Including the 4th International Distortion Engineering Conference. (Chicago, Sep. 9-13 2012)*, p. 45-56. Materials Park (OH) USA: ASM International.
- Sebring, R., W. Anderson, J. Bartos, J. Edwards, F. Garcia, J. Greigo, B. Randolph, M. Salazar et M. Prime. 2003. « New residual stress mapping tool applied to Atlas current joint design ». In *14th IEEE International Pulsed Power Conference. (Dallas, Jun 15-18 2003)*, p. 805-808. New York (NY) USA: Institute of Electrical and Electronics Engineers

- Semiatin, S. L., et David E. Stutz. 1986. *Induction heat treatment of steel*, 1ière éd. Metals Park (Ohio) USA: American Society for Metals, 308 p.
- Shaw, B. A., C. Aylott, P. O'Hara et K. Brimble. 2003. « The role of residual stress on the fatigue strength of high performance gearing ». In *International Conference on Fatigue Damage of Structural Materials. (Hyannis, Sep. 22-27 2002)*, Vol. 25, p. 1279-1283. Elsevier.
- Shichun, Di, Chu Xuyang, Wei Dongbo, Wang Zhenlong, Chi Guanxin et Liu Yuan. 2009. « Analysis of kerf width in micro-WEDM ». *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 49, n° 10, p. 788-792.
- Shiozawa, K., Y. Morii, S. Nishino et L. Lu. 2006. « Subsurface crack initiation and propagation mechanism in high-strength steel in a very high cycle fatigue regime ». *International Journal of Fatigue*, vol. 28, n° 11, p. 1521-1532.
- Sikarskie, David L. 1967. « On a series form of correction to stresses measured using X-ray diffraction ». *Transactions of the metallurgical society of AIME*, vol. 239, n° 4, p. 577-580.
- Sirin, Sule Yildiz, Kahraman Sirin et Erdinc Kaluc. 2013. « Influence of initial conditions on the mechanical behavior of ion nitrided AISI 4340 steel ». *Materials Science and Engineering A*, vol. 564, p. 232-241.
- Soady, K. A., B. G. Mellor, J. Shackleton, A. Morris et P. A. S. Reed. 2011. « The effect of shot peening on notched low cycle fatigue ». *Materials Science and Engineering A*, vol. 528, n° 29-30, p. 8579-8588.
- Sohar, C. R., A. Betzwar-Kotas, C. Gierl, B. Weiss et H. Danninger. 2008. « Influence of surface residual stresses on gigacycle fatigue response of high chromium cold work tool steel ». *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, vol. 39, n° 3, p. 248-257.
- Spitas, V., T. Costopoulos et C. Spitas. 2005. « Increasing the strength of standard involute gear teeth with novel circular root fillet design ». *American Journal of Applied Sciences*, vol. 2, n° 6, p. 1058-1064.
- Suresh, S., et A. E. Giannakopoulos. 1998. « New method for estimating residual stresses by instrumented sharp indentation ». *Acta Materialia*, vol. 46, n° 16, p. 5755-5767.
- Susmel, Luca. 2008. « The theory of critical distances: a review of its applications in fatigue ». *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 75, n° 7, p. 1706-1724.
- Susmel, L., R. Tovo et P. Lazzarin. 2005. « The mean stress effect on the high-cycle fatigue strength from a multiaxial fatigue point of view ». *International Journal of Fatigue*, vol. 27, n° 8, p. 928-943.

- Tahan, S. Antoine. 2005. *Métrologie en conception et fabrication mécanique*. [Notes du cours MEC662]. Montréal : École de technologie supérieure, 277 p.
- Tanaka, K., et Y. Akiniwa. 2002. « Fatigue crack propagation behaviour derived from S-N data in very high cycle regime ». *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, vol. 25, n° 8-9, p. 775-784.
- Thibault, Denis, Philippe Bocher et Marc Thomas. 2009. « Residual stress and microstructure in welds of 13%Cr-4%Ni martensitic stainless steel ». *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 209, n° 4, p. 2195-2202.
- Thibault, Denis, Philippe Bocher, Marc Thomas, Michael Gharghour et Marjolaine Côté. 2010. « Residual stress characterization in low transformation temperature 13%Cr-4%Ni stainless steel weld by neutron diffraction and the contour method ». *Materials Science and Engineering A*, vol. 527, n° 23, p. 6205-6210.
- Thompson, R.B., W.-Y. Lu et A.V. Clark. 1996. « Ultrasonic methods ». In *Handbook of measurement of residual stresses*, sous la dir. de Lu, J., p. 149-178. Upper Saddle River (NJ) USA: Society for Experimental Mechanics.
- Tiitto, Seppo. 1996. « Magnetic methods ». In *Handbook of measurement of residual stresses*, sous la dir. de Lu, J., p. 179-224. Upper Saddle River (NJ) USA: Society for Experimental Mechanics.
- Tjernberg, A. 2002. « Fatigue lives for induction hardened shafts with subsurface crack initiation ». *Engineering Failure Analysis*, vol. 9, n° 1, p. 45-61.
- Tjhung, Tana, et Keyu Li. 2003. « Measurement of in-plane residual stresses varying with depth by the interferometric Strain/Slope Rosette and incremental hole-drilling ». *Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME*, vol. 125, n° 2, p. 153-162.
- Torres, M. A. S., et H. J. C. Voorwald. 2002. « An evaluation of shot peening, residual stress and stress relaxation on the fatigue life of AISI 4340 steel ». *International Journal of Fatigue*, vol. 24, n° 8, p. 877-886.
- Treuting, R. G., et Jr W. T. Read. 1951. « Mechanical determination of biaxial residual stress in sheet materials ». *Journal of Applied Physics*, vol. 22, n° 2, p. 130-134.
- Turski, Mark, Lyndon Edwards, Jon James, Peter J. Bouchard, Mike Smith et Philip J. Withers. 2006. « Residual stress measurement within a single pass groove weld specimen utilising neutron diffraction and the contour method ». In *ASME PVP2006/ICPVT-11 Conference*. (Vancouver, Jul. 23-27 2006), p. 9. New York (USA) : American Society of Mechanical Engineers.

- Wang, Guo-Jun, Mei-Hua Jiang, Shi-Shun Zhu et An-Tao Xu. 2010. « Using multiaxial fatigue method to predict gear bending fatigue life ». *Key Engineering Materials - Advanced Design and Manufacture 2*, vol. 419-420, p. 201-204.
- Webster, G. A., et A. N. Ezeilo. 2001. « Residual stress distributions and their influence on fatigue lifetimes ». *International Journal of Fatigue*, vol. 23, n° SUPPL 1, p. 375-383.
- Wenyu, Zhu. 1988. « Determination of residual stresses in components of complex shape - correction of measurements using finite element method ». *Materials Science and Technology*, vol. 4, n° 11, p. 1030-1033.
- Wheitner, Jeffrey A., et Donald R. Houser. 1994. *Investigation of the effects of manufacturing variations and materials on fatigue crack detection methods in gear teeth*. NASA-CR-195093. Columbus: Ohio State University, 107 p.
- Withers, P. J., et H. K. D. H. Bhadeshia. 2001. « Residual stress: Part 2 - Nature and origins ». *Materials Science and Technology*, vol. 17, n° 4, p. 366-375.
- Withers, P. J., M. Turski, L. Edwards, P. J. Bouchard et D. J. Buttle. 2008. « Recent advances in residual stress measurement ». *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 85, n° 3, p. 118-127.
- Woo, W., H. Choo, M. B. Prime, Z. Feng et B. Clausen. 2008. « Microstructure, texture and residual stress in a friction-stir-processed AZ31B magnesium alloy ». *Acta Materialia*, vol. 56, n° 8, p. 1701-1711.
- Woods, J. L., S. R. Daniewicz et R. Nellums. 1999. « Increasing the bending fatigue strength of carburized spur gear teeth by presetting ». *International Journal of Fatigue*, vol. 21, n° 6, p. 549-556.
- Xu, Zhi-Hui, et Xiaodong Li. 2005. « Influence of equi-biaxial residual stress on unloading behaviour of nanoindentation ». *Acta Materialia*, vol. 53, n° 7, p. 1913-1919.
- Yi, Jie. 2011. « Residual stress and distortion measurements on induction hardened AISI4340 discs ». Master of Applied Science, Montréal, Concordia University, 155 p.
- Zhang, J. W., L. T. Lu, K. Shiozawa, X. L. Shen, H. F. Yi et W. H. Zhang. 2011. « Analysis on fatigue property of microshot peened railway axle steel ». *Materials Science and Engineering A*, vol. 528, n° 3, p. 1615-1622.
- Zhang, Ying, Michael E. Fitzpatrick et Lyndon Edwards. 2002. « Measurement of the residual stresses around a cold expanded hole in an EN8 steel plate using the contour method ». In *Proceedings of the 6th European Conference on Residual Stresses*.

(Coimbra, July 10-12 2002), Vol. 404-407, p. 527-534. Switzerland: Trans Tech Publications.

Zhang, Y., S. Ganguly, L. Edwards et M. E. Fitzpatrick. 2004. « Cross-sectional mapping of residual stresses in a VPPA weld using the contour method ». *Acta Materialia*, vol. 52, n° 17, p. 5225-5232.