

UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

MÉMOIRE PRÉSENTE À
L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

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

PAR
ALBERT CASTRATARO

MESURE ET PRÉDICTION DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES DANS UNE
TURBINE HYDRAULIQUE DE TYPE FRANCIS

MONTRÉAL, LE 28 SEPTEMBRE 2006

CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ
PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

M.Raynald Guilbault, directeur de mémoire
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M.Lê Van Ngan, co-directeur de mémoire
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

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

M.Hakim Bouzid, jury
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

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

LE 7 SEPTEMBRE 2006

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

PRÉDICTION ET MESURE DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES DANS UNE TURBINE HYDRAULIQUE DE TYPE FRANCIS

Albert Castrataro

SOMMAIRE

Le soudage en multipasse est une technique d'assemblage fortement répandue dans la fabrication de turbines hydrauliques de type Francis faites d'acier inoxydable CA-6NM. Les fortes températures provoquent des déformations et des contraintes résiduelles qui peuvent avoir de graves conséquences sur la durée de vie des turbines. Ce phénomène est très peu documenté dans la littérature scientifique.

La présente étude tentera de suivre l'évolution et de prédire la distribution de contraintes résiduelles et son intensité maximale au niveau des joints soudés d'une turbine. Les étapes de mise en œuvre de l'étude sont les suivantes : premièrement des données expérimentales ont été recueillies pour connaître l'intensité de la contrainte résiduelle sur des échantillons d'acier doux et d'acier inoxydable martensitique au niveau d'un joint soudé. Deuxièmement une méthode numérique a été développée, basée sur une formule proposée par la norme ASM pour prédire l'intensité maximale au niveau d'un joint soudé à partir de mesures expérimentales sur un échantillon d'acier doux. Par la suite une relation mathématique et une méthode numérique ont été développés pour prédire la contrainte maximale dans un échantillon d'acier inoxydable martensitique de type 415.

Les résultats expérimentaux sur échantillon d'acier doux ont permis de mesurer une intensité maximale de 220 MPa en tension au centre du cordon de soudure. Alors que l'intensité maximale de l'échantillon d'acier inoxydable martensitique est de 341 MPa en compression dans le joint.

Les méthodes numériques développées dans cette étude ont permis de prédire l'intensité maximale de la contrainte avec une marge d'erreur de l'ordre de 12 et 9% pour les échantillons d'acier doux et d'acier inoxydable martensitique respectivement.

L'approche expérimentale consiste à suivre l'évolution des contraintes pendant un cycle complet de fabrication d'une turbine. Des mesures par jauges de déformations ont été prises entre les différentes phases de fabrication, soient l'usinage, la soudure et le traitement thermique. De plus des mesures en continu ont été enregistrées pour suivre les variations de températures et de contraintes pendant le soudage.

Globalement les mesures prises sur la turbine ont permis d'établir le niveau de contrainte moyen à 155 MPa, mesuré en tension, après usinage des aubes. Les mesures en continu durant le soudage ont donné une variation de 47 MPa en tension. On a constaté que le niveau de contrainte a augmenté proportionnellement avec la température pendant le soudage. Par ailleurs, lors de la soudure, lorsque la température locale de la turbine diminuait, les contraintes ne suivaient pas la même évolution que la température. L'hypothèse de l'effet de bridage a été amenée. Durant le traitement thermique, une relaxation de 169 MPa a pu être mesurée, alors que le niveau de contrainte final se situe entre 33 et 51 MPa, en compression sur l'extrados de l'aube à sa sortie. On remarque que le niveau de contrainte final n'est pas nul. Par contre, les contraintes de compression sont bénéfiques aux endroits sollicités en tension.

Finalement la méthode numérique développée pour les aciers inoxydables martensitiques n'a pu être vérifiée pour faire la prédiction de la contrainte maximale dans un joint soudé d'une turbine faite d'acier. CA-6NM par manque de données expérimentales.

PREDICTION AND MEASUREMENTS OF RESIDUAL STRESSES IN A FRANCIS WATER TURBINE

Albert Castrataro

ABSTRACT

Welding is a common process in the assembly of Francis stainless steel (CA-6NM) water turbines. High temperatures cause deformations and residual stresses which can have a serious consequence over lifespan of turbines. Very little experimental data regarding temperature distribution and levels of stress during multi-pass welding in Francis turbines is available in the literature.

The present report predicts the intensity and the distribution of residual stresses and its variation during the welding process or with time, in the welded joint of a turbine. We proceeded by stages, firstly experimental data were collected to estimate the intensity of the residual stress in martensitic stainless steel and in mild steel samples at the welded joint. Secondly a data-processing program was developed to predict the maximum intensity in a welded joint based on experimental measurements made in a mild steel sample. A model was developed to predict the maximum stress in 415 martensitic stainless steel sample. Finally the developed method was used to predict the maximum residual stress in the welded joint

The mild steel experimental results measured a maximum stress of 220 MPa in tension at the center of the weld. The maximum stress on a sample of stainless steel martensitic was measured at 341 MPa in compression at the center of the welded joint.

Using the numerical methods it was possible to predict the maximum stress intensity with a error of 12 and 9% for the mild steel and 415 martensitic stainless steel samples respectively.

The experimental approach consists of following measuring the variation of the stress during a complete cycle of manufacture of a turbine. Measurements were taken during the various manufacturing stages which are the machining, welding and heat treatment with strain gages. Moreover a continuous data recording measuring system was also developed and used to follow the temperatures and stress variations during the welding process.

The measurements taken on the turbine blades, after machining, allowed a gross estimation of an average stress level at 155 MPa in tension. The continuous measurements during welding gave a variation of 47 MPa in tension. It was noted that the level of stress increased proportionally with the temperature during welding. When the temperature of the turbine cools, the stress level did not follow the same evolution as the temperature. The assumption of the effect of the constraint effects can be brought. The high temperatures gauges allowed measuring a maximum relieving of 169 MPa and the final stress level was established between 33 and 51 MPa in compression at the extrados exit of the blade. It is noted that the final level of stress is not null. It is noticed that the final level of constraint is not null, on the other hand compressive stresses can be beneficial in places highly solicited in tension.

Finally the numerical methods to predict the maximum stress on a CA-6NM turbine welded joint could not be checked due to a lack of experimental data.

REMERCIEMENTS

Sincères remerciements à mon directeur de recherche M. Raynald Guilbault, ainsi qu'à mon co-directeur M. Lê Van Ngan pour m'avoir accordé leur confiance et leur soutien scientifique tout au long de ce projet. Je tiens également à remercier M. Marc Thomas, directeur du groupe de recherche Dynamo pour son soutien financier.

J'adresse aussi mes remerciements à Mme. Brigitte Boyer, M. Alain Demers et M. André Coutu de GE Hydro pour avoir initié le projet.

Je tiens à remercier M. Denis Thibault de m'avoir gracieusement fourni des résultats expérimentaux et M. Jean-Luc Fihey pour ses conseils techniques.

Je remercie l'École de technologie supérieure et l'IREQ pour leurs locaux et les équipements m'ayant permis de réaliser ce projet et d'étudier dans de bonnes conditions.

Finalement, je remercie mes collègues de bureau, Bruno Martin, Philippe Terrier, Lyes Hacini et Olivier Morin pour leur soutien.

TABLE DES MATIÈRES

| | Page |
|---|------|
| SOMMAIRE | iii |
| ABSTRACT | v |
| REMERCIEMENTS | vii |
| LISTE DES TABLEAUX | x |
| LISTE DES FIGURES | xi |
| LISTE DES ABRÉVIATIONS ET DES SIGLES | xiii |
| INTRODUCTION | 1 |
| CHAPITRE 1 ÉTUDE BIBLIOGRAPHIQUE | 3 |
| 1.1 Généralité | 3 |
| 1.2 Acier austénitique | 4 |
| 1.3 Acier martensitique | 7 |
| 1.4 Autres sources de contraintes résiduelles | 8 |
| 1.4.1 Les pièces de fonderie | 8 |
| 1.4.2 Le meulage | 9 |
| 1.4.3 Le fraisage | 10 |
| 1.4.4 Le tournage | 11 |
| 1.4.5 Les traitements thermiques | 12 |
| 1.5 Bilan du chapitre 1 | 13 |
| CHAPITRE 2 TECHNIQUE DE MESURE | 14 |
| 2.1 Méthode de diffraction par rayon X | 14 |
| 2.1 Méthode de diffraction par neutrons | 19 |
| 2.3 Méthode des jauges percées : | 19 |
| 2.3.1 Méthode de calcul : | 20 |
| 2.4 Méthode des jauges soudables | 29 |
| 2.4.1 Rosette biaxiale : | 29 |
| 2.4.2 Rosette rectangulaire triaxiale : | 30 |
| 2.5 Méthode des ultrasons | 31 |
| 2.6 Méthode de Barkhausen | 35 |
| 2.7 Méthode du contour | 35 |
| 2.8 Comparaison entre les méthode de mesures | 37 |
| 2.9 Bilan du chapitre 2 | 40 |
| CHAPITRE 3 ESSAIS EN LABORATOIRE | 41 |
| 3.1 Échantillon d'acier doux | 41 |
| 3.1.1 Essai | 41 |

| | | |
|-----------------|---|-----|
| 3.1.2 | Résultats | 42 |
| 3.2 | Échantillon d'acier inoxydable martensitique | 44 |
| 3.2.1 | Essai | 45 |
| 3.2.2 | Résultats | 46 |
| 3.3 | Bilan du chapitre 3 | 48 |
| CHAPITRE 4 | MODÈLES DE PRÉDICTION DES CONTRAINTES | 49 |
| 4.1 | Régression non linéaire par la méthode des moindres carrés | 49 |
| 4.2 | Prédiction de la contrainte résiduelle dans l'acier doux | 51 |
| 4.2.1 | Organigramme du programme de solution pour l'acier au carbone | 54 |
| 4.2.2 | Validation de la prédiction de contraintes pour de l'acier doux | 56 |
| 4.3 | Programme de prédiction des contraintes pour l'acier inoxydable | 60 |
| 4.3.1 | Organigramme du programme pour l'acier inoxydable 415 | 64 |
| 4.3.2 | Validation de la prédiction de contraintes pour de l'acier inoxydable... .. | 65 |
| 4.4 | Bilan du chapitre 4 | 70 |
| CHAPITRE 5 | ESSAIS EN CHANTIER | 71 |
| 5.1 | Mesures après usinage avec des jauges percées | 74 |
| 5.2 | Mesures durant le soudage | 76 |
| 5.2.1 | Températures lors du soudage | 79 |
| 5.2.2 | Contraintes lors du soudage | 81 |
| 5.3 | Mesures ponctuelles après le soudage | 86 |
| 5.4 | Mesures après le soudage par jauges percées | 92 |
| 5.5 | Mesure de variation de la contrainte durant le traitement thermique | 94 |
| 5.6 | Mesure après traitement thermique avec des jauges percées | 97 |
| 5.7 | Comparaison des résultats | 98 |
| 5.8 | Bilan du chapitre 5 | 104 |
| CONCLUSION | | 106 |
| RECOMMANDATIONS | | 108 |
| ANNEXE 1 | Critère de conception | 109 |
| ANNEXE 2 | Programme de prédiction de contraintes pour l'acier doux | 113 |
| ANNEXE 3 | Programme de prédiction de contraintes pour l'acier inox | 118 |
| ANNEXE 4 | Instrumentations | 124 |
| ANNEXE 5 | Logiciel de calculs des contraintes | 129 |
| ANNEXE 6 | Croquis pour la position des capteurs | 131 |
| BIBLIOGRAPHIE | | 133 |

LISTE DES TABLEAUX

| | Page |
|---------------|---|
| Tableau I | Comparaison général entre les méthodes de mesures de contraintes....38 |
| Tableau II | Type d'intervention selon les méthodes de mesures.....39 |
| Tableau III | Application des méthodes de mesures selon les matériaux39 |
| Tableau IV | Contraintes résiduelles dans l'acier doux.....43 |
| Tableau V | Contraintes résiduelles pour l'acier inoxydable.....46 |
| Tableau VI | Résultats de l'essai sur l'échantillon d'acier doux.....57 |
| Tableau VII | Résultats de prédiction de la contrainte dans l'acier doux.....59 |
| Tableau VIII | Résultats de l'essai sur l'échantillon d'acier inox. de l'IREQ.....66 |
| Tableau IX | Résultats de prédiction de la contrainte dans l'acier inox.....68 |
| Tableau X | Mesures durant les étapes de fabrication d'une turbine73 |
| Tableau XI | Mesures après usinage.....76 |
| Tableau XII | Mesures ponctuelles, contraintes de von Mises après soudage.....88 |
| Tableau XIII | Mesures ponctuelles, contraintes longitudinale après soudage.....89 |
| Tableau XIV | Mesures ponctuelles, contraintes transversales après soudage91 |
| Tableau XV | Mesures après le procédé de soudage93 |
| Tableau XVI | Mesure relative de l'effet de la relaxation du T.T.....96 |
| Tableau XVII | Mesure après traitement thermique98 |
| Tableau XVIII | Estimation des contraintes résiduelles après soudage99 |
| Tableau XIX | Estimation des contraintes résiduelles après traitement thermique.....100 |
| Tableau XX | Comparaisons des contraintes résiduelles selon von Mises.....101 |
| Tableau XXI | Comparaisons des contraintes résiduelles longitudinales102 |
| Tableau XXII | Comparaisons des contraintes résiduelles transversales103 |

LISTE DES FIGURES

| | Page |
|-----------|--|
| Figure 1 | Contraintes résiduelles d'une soudure sur chanfrein.5 |
| Figure 2 | Contrainte d'une soudure avec préparation en "V7 |
| Figure 3 | Contraintes résiduelles d'une pièce coulée8 |
| Figure 4 | Contraintes résiduelles après le procédé de meulage 10 |
| Figure 5 | Contraintes résiduelles dans l'acier lors du fraisage 11 |
| Figure 6 | Contraintes résiduelles produites lors du tournage 12 |
| Figure 7 | Diffractogramme 15 |
| Figure 8 | Variation des sommets de courbe de mesure des contraintes 16 |
| Figure 9 | Sommets selon les plans 17 |
| Figure 10 | Système d'axe 17 |
| Figure 11 | Tours de perçage et de centrage de jauge.....20 |
| Figure 12 | Jauges de contraintes percées 062-RE-12021 |
| Figure 13 | Géométrie d'une jauge percée.....23 |
| Figure 14 | Comparaison des méthodes de calculs.....28 |
| Figure 15 | Jauges soudables biaxiales de type LWK30 |
| Figure 16 | Jauge à haute température de la compagnie HPI31 |
| Figure 17 | Représentation de la microstructure magnétique du matériau33 |
| Figure 18 | Évolution de la microstructure magnétique33 |
| Figure 19 | Cycles d'hystérésis.....34 |
| Figure 20 | Influence de la contrainte sur la microstructure magnétique34 |
| Figure 21 | Principe de superposition appliqué par la méthode du contour35 |
| Figure 22 | Illustration graphique des contraintes trouvées avec les MEF.....36 |
| Figure 23 | Détails dimensionnels de l'essai de Murugan.....42 |
| Figure 24 | Contrainte résiduelle sur un échantillon d'acier doux.....44 |
| Figure 25 | Position des jauges percées après soudage.....45 |

| | | |
|-----------|---|----|
| Figure 26 | Contraintes résiduelles sur un échantillon d'acier inoxydable..... | 48 |
| Figure 27 | Courbe théorique vs points expérimentaux..... | 50 |
| Figure 28 | Distribution de la contrainte résiduelle de surface..... | 52 |
| Figure 29 | Distribution de la contrainte résiduelle transversale | 53 |
| Figure 30 | Organigramme pour le programme de l'acier au carbone | 55 |
| Figure 31 | Sous programme somme des erreurs pour l'acier doux | 56 |
| Figure 32 | Simulation avec cinq points de mesure pour l'acier doux | 58 |
| Figure 33 | Cinq simulations avec quatre points de mesure pour l'acier doux | 60 |
| Figure 34 | Distributions de la contrainte pour l'acier inoxydable..... | 61 |
| Figure 35 | Sous programme somme des erreurs pour l'acier inoxydable | 65 |
| Figure 36 | Simulation avec cinq points de mesure pour l'acier inoxydable..... | 67 |
| Figure 37 | Cinq simulations avec quatre points de mesure pour l'acier inox | 69 |
| Figure 38 | Composantes d'une turbine..... | 72 |
| Figure 39 | Turbine lors du soudage | 72 |
| Figure 40 | Position des points de mesure sur l'aube | 75 |
| Figure 41 | Région type des points de mesure..... | 77 |
| Figure 42 | Points de mesure durant le soudage au bord d'attaque | 78 |
| Figure 43 | Séquence de soudage..... | 79 |
| Figure 44 | Température de la couronne durant le procédé de soudage | 80 |
| Figure 45 | Température de l'aube durant le procédé de soudage..... | 81 |
| Figure 46 | Contraintes et températures durant le procédé de soudage | 83 |
| Figure 48 | Contraintes et températures durant le procédé de soudage | 84 |
| Figure 48 | Distribution des contraintes durant le procédé de soudage..... | 85 |
| Figure 49 | Distribution des contraintes durant le procédé de soudage..... | 85 |
| Figure 50 | Position des jauges percées pour les mesures après soudage..... | 92 |
| Figure 51 | Position des jauges pour les mesures après traitement thermique | 95 |
| Figure 52 | Position des jauges percées après traitement thermique | 97 |

LISTE DES ABRÉVIATIONS ET DES SIGLES

| | |
|---|---|
| A et B | coefficients de calibration |
| \bar{a} et \bar{b} | constantes de calibration du trou percé sans dimension |
| \hat{a} et \hat{b} | fonction et déformation de relaxation |
| E | module de Young |
| H | contrainte en fonction de la profondeur du trou |
| h | profondeur du trou normalisé |
| P | contrainte moyenne hydrostatique |
| p | déformation moyenne hydrostatique |
| Q | contrainte de cisaillement à 45° des axe x et y |
| q | tenseur des déformations en cisaillement à 45° des axes x et y |
| R ₁ et R ₂ | location radiale des extrémités d'une grille de jauge |
| r | rayon générale $r > r_a$ |
| r _a | diamètre du trou |
| r _m | diamètre moyen de la jauge $(R_1+R_2)/2$ |
| T | contrainte de cisaillement |
| t | tenseur des déformations en cisaillement |
| W | largeur de la grille d'une jauge |
| y | distance sur l'axe transversal au joint de soudure |
| β | angle de la contrainte principale maximale dans le cercle de Mohr |
| $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$ | déformations mesurées par les jauges 1,2 et 3 |
| ν | coefficient de poisson |
| σ_m et s_m | contrainte résiduelle maximale |
| $\sigma_x(y)$ | contrainte résiduelle longitudinale |
| $\sigma_y(y)$ | contrainte résiduelle transversale |
| τ | contrainte de cisaillement |
| θ et Ψ | angles |

INTRODUCTION

Le soudage est un procédé de fabrication qui induit des déformations et des contraintes résiduelles. La nature et la distribution de ces contraintes peut avoir de graves conséquences lors de la mise en service des turbines hydroélectriques. Elles influencent directement le comportement en fatigue, en rupture ou même en corrosion. À notre connaissance, un bon contrôle des contraintes résiduelles influence la durée de vie d'une roue hydraulique fabriquée en acier inoxydable martensitique CA-6NM.

Cette étude vise à prédire et à établir le niveau de contraintes résiduelles aux jonctions soudées des aubes d'une turbine Francis avec ses supports, particulièrement la couronne. Cet endroit est fortement sollicité lorsque la turbine est en service.

Le projet a commencé par la prise de mesures en chantier sur une turbine en cours de fabrication. Par la suite, des méthodes numériques ont été utilisées afin de prédire l'intensité de la contrainte maximale dans un joint soudé en acier doux ou en acier inoxydable martensitique. Les prédictions de contraintes ont été validées par des résultats expérimentaux obtenus pour des échantillons d'acier doux et d'acier inoxydable martensitique.

L'étude bibliographique du premier chapitre permet de constater qu'il existe très peu de documentation traitant des contraintes résiduelles dans les aciers inoxydables martensitiques. De plus, aucune information permettant d'évaluer le niveau des contraintes résiduelles sur une turbine n'a été trouvée par l'auteur. Par contre, la norme ASM [1] traite les aciers doux.

Le deuxième chapitre présente une brève description des méthodes de mesures employées au cours des essais en laboratoire et en chantier sur une turbine. Les résultats des mesures de contraintes prises en laboratoire sont présentés au troisième chapitre. Le

quatrième chapitre présente le modèle analytique et l'approche développée pour prédire la contrainte résiduelle maximale d'un joint soudé, dans des échantillons en acier doux ou en acier inoxydable martensitique. Finalement, le cinquième chapitre présente les mesures des contraintes résiduelles lors de la fabrication d'une turbine et leurs évolutions avec le temps.

CHAPITRE 1

ÉTUDE BIBLIOGRAPHIQUE

Cette étude bibliographique a pour but de présenter les connaissances scientifiques actuelles dans le domaine des contraintes résiduelles maximales dans les joints soudés des turbines hydrauliques du type Francis. Ces turbines sont habituellement fabriquées à partir de l'acier inoxydable martensitique (CA-6NM ou autres).

1.1 Généralité

L'industrie utilise la technique de soudage en multipasse pour des raisons économiques lors de l'assemblage des turbines en acier inoxydable martensitique. La méthode de soudage en multipasse impose des cycles de chaleur et de refroidissement [2]. Il en résulte une distribution de la température non uniforme au cours du procédé. Les gradients de température affectent la microstructure, la dureté, les propriétés et les contraintes résiduelles du matériau dans le cordon de soudure et dans les zones affectées thermiquement (ZAT) des pièces [1, 3, 4, 5].

Des transformations de phases du matériau se produisent lors du refroidissement, et génèrent des contraintes résiduelles dans le cordon de soudure. Les contraintes résiduelles se forment lorsque le matériau en fusion se refroidit dans la plage de température se situant entre 700° et 275 °C [1,3]. Les contraintes résiduelles en tension ont pour conséquences de diminuer la résistance à la fatigue, de favoriser la fissuration à froid, la fissuration par corrosion et de produire des déformations [2, 5, 6, 7], alors que les contraintes en compression sont généralement bénéfiques [5].

Bien que la soudure soit accomplie en quelques minutes, les contraintes résiduelles et les distorsions prennent en général plus de temps à se développer complètement (1/2 à 1 hrs) [4].

La mesure des contraintes résiduelles dépend du type des contraintes générées. En théorie, il existe trois types de contraintes résiduelles [1, 9]. Le premier type est dit macroscopique : lorsque la distribution des contraintes est homogène sur une grande distance (plusieurs grains). Le deuxième type implique des variations de contraintes résiduelles au niveau inter granulaire. Le troisième type de contraintes se situe au niveau atomique.

Les contraintes résiduelles du type macroscopique sont celles qui diminuent le cycle de vie des composantes. La mesure des contraintes résiduelles de ce type peut se faire par jauges de déformations [1, 7, 8].

Il est important de préciser que très peu d'articles publiés traitent de l'intensité et de la distribution de contrainte résiduelle en soudage multipasse. Par contre, la documentation décrivant les difficultés à évaluer l'intensité maximale et la distribution de la contrainte résiduelle dans l'acier austénitique est disponible [1, 3, 5, 11].

1.2 Acier austénitique

L'étude de S.Murugan [3] porte sur la distribution de température pendant le soudage multipasse de deux plaques d'acier doux. Le procédé de soudage crée des transformations de phases, qui génèrent des contraintes résiduelles en tension dans le cordon de soudure.

La norme ASM [1] définit les paramètres qui décrivent les distributions de la contrainte résiduelle pour les aciers austénitiques. La figure 1 a) illustre le système d'axe par

rapport au cordon de soudure sur chanfrein. L'axe des "X" est longitudinal à la soudure alors que l'axe "Y" la traverse. La distribution de la contrainte résiduelle longitudinale peut être vue à la figure 1 b). Elle est désignée par le symbole $\sigma_x(y)$. Puisque les contraintes résiduelles existent sans forces externes, il se doit d'avoir un état d'équilibre général au niveau des forces résultantes et des moments résultants. L'état de contraintes résultant est obligatoirement un état d'équilibre [1].

La contrainte longitudinale ($\sigma_x(y)$) est peu influencée par le bridage de la pièce [1]. Le bridage consiste à limiter le ou les déplacements (degrés de liberté).

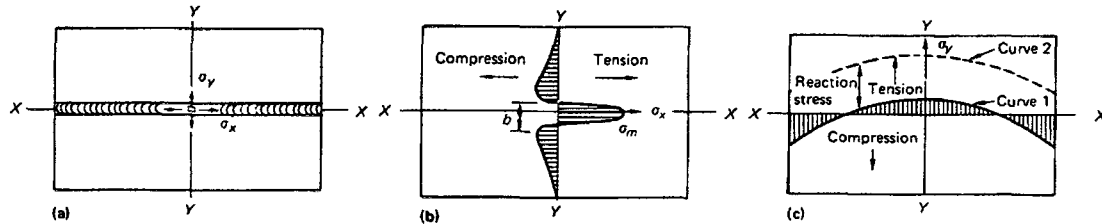


Figure 1 Contraintes résiduelles d'une soudure sur chanfrein.
 a) Soudure sur chanfrein, b) Contrainte résiduelle longitudinale, c) Contrainte résiduelle transversale [1]

La distribution de la contrainte transversale est représentée à la figure 1 c). Elle est désignée par le symbole $\sigma_y(x)$. Cette contrainte est normalement de faible intensité lorsqu'il n'y a pas de bridage (courbe 1). Quand la pièce est bridée, la contrainte en tension devient plus importante (courbe 2).

La norme ASM propose une équation qui permet de calculer l'intensité et la distribution de la contrainte résiduelle longitudinale ($\sigma_x(y)$) à la surface de plaque d'acier. La contrainte résiduelle longitudinale est calculée par l'équation 1.1 [1]. Cette équation satisfait l'état d'équilibre autant pour les forces (équation 1.2) que pour les moments résultants (équation 1.3).

$$\sigma_x(y) = \sigma_m \left[1 - \left(\frac{y}{b} \right)^2 \right] \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{y}{b} \right)^2 \right] \quad (1.1)$$

$$\int \sigma * da = 0 \quad (1.2)$$

$$\int dM = 0 \quad (1.3)$$

σ_x : contrainte longitudinale en fonction de la position Y,

σ_m : contrainte maximale,

b : largeur de la section en tension,

y : position endroit étudié.

La distribution de la contrainte résiduelle varie selon deux paramètres :

- a) L'intensité maximale au niveau de la soudure, " σ_m ";
- b) La largeur de la zone en tension, "b".

La figure 2 permet de visualiser les distributions de contraintes résiduelles de deux plaques soudées avec une préparation en "V". Le plan "XY" représente la distribution de la contrainte résiduelle de surface comme il est décrit par la norme ASM. L'étude de Prime [10] décrit la distribution de la contrainte au travers de l'épaisseur de l'échantillon comme illustré sur le plan "YZ" de la figure 2.

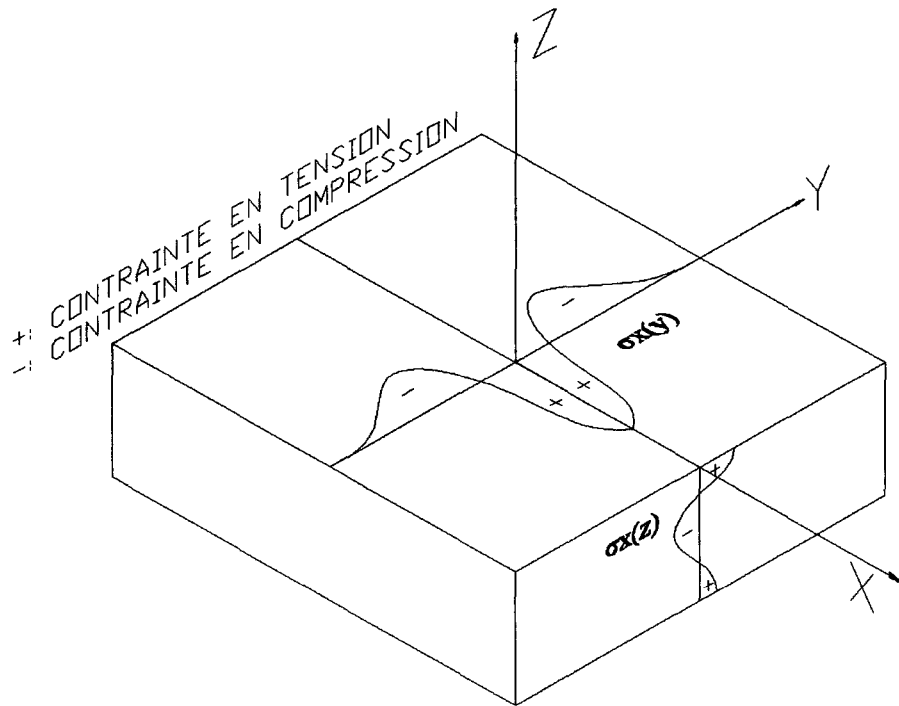


Figure 2 Contrainte d'une soudure avec préparation en "V"

1.3 Acier martensitique

Le procédé de soudage des aciers martensitiques met en jeu des phénomènes de trempe ou de grossissement de grain qui provoquent une fragilisation des assemblages [9]. Les transformations de phases pour les aciers martensitiques se produisent à de basses températures; ce qui a pour conséquences de produire des contraintes résiduelles en compression dans le cordon de soudure [11]. Ceci s'explique par le fait que la martensite nouvellement transformée occupe un volume de 4% plus grand que l'austénite qu'elle remplace [8]. Contrairement au cas des aciers austénitiques, la littérature ne fait aucune mention de formules empiriques décrivant ce type de changement volumétrique.

1.4 Autres sources de contraintes résiduelles

Cette partie de l'étude traite des procédés de fabrication et traitements qui peuvent influencer le niveau de contrainte résiduelle dans une turbine. Généralement les pièces des turbines arrivent de la fonderie pour être machinées, meulées, soudées et finalement subir un traitement thermique de revenu.

1.4.1 Les pièces de fonderie

Les pièces coulées peuvent comporter des contraintes résiduelles dans la plage élasto-plastique du matériau [12]. Ce type de contrainte provient d'une température de refroidissement non uniforme. Des contraintes résiduelles de compression apparaissent à la surface des pièces coulées tel que montré à la figure 3. Le traitement thermique est le moyen le plus fréquemment utilisé pour réduire le niveau de contraintes résiduelles dans ce type de pièces. Cette étape est normalement effectuée à la fonderie. Donc on considère au départ que le niveau des contraintes est nul dans les pièces de turbine.

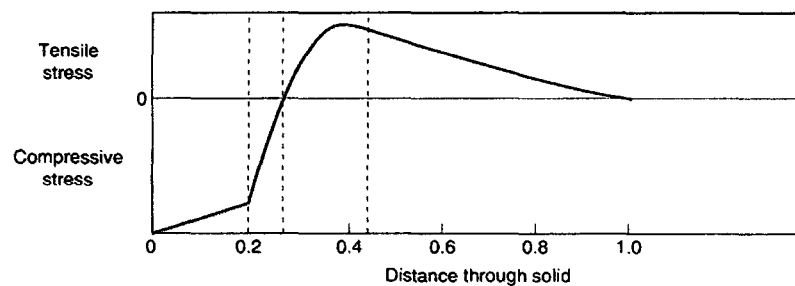


Figure 3 Contraintes résiduelles d'une pièce coulée [7]

1.4.2 Le meulage

Le meulage consiste à enlever une couche de métal par l'action combinée d'un disque rotatif et de la pression exercée. Le métal est enlevé sous forme de copeaux, comme dans le cas du fraisage, du tournage ou de la rectification. Du point de vue des contraintes résiduelles, il existe beaucoup de similarités entre ces procédés. L'énergie produite par l'arrachement de matière résulte d'une déformation plastique du matériau et une augmentation de température (Ericsson [13]). Trois facteurs peuvent contribuer aux contraintes résiduelles :

- a) L'enlèvement du métal par l'outil induit des contraintes résiduelles en compression à la surface de la pièce;
- b) L'augmentation de la température momentanée provoque une dilatation locale à la surface du matériau. Ce gradient de température peut amener des contraintes résiduelles en tension excédant la déformation élastique en surface;
- c) Si la pièce travaillée est faite en acier trempable, la martensite peut être produite par l'effet de trempe du matériau, ce qui induit des contraintes résiduelles en compression.

Les contraintes résiduelles longitudinales et transversales produites à la suite d'un meulage sont illustrées à la figure 4. Ces mesures proviennent de deux échantillons d'acier 1045, l'un trempé et l'autre revenu.

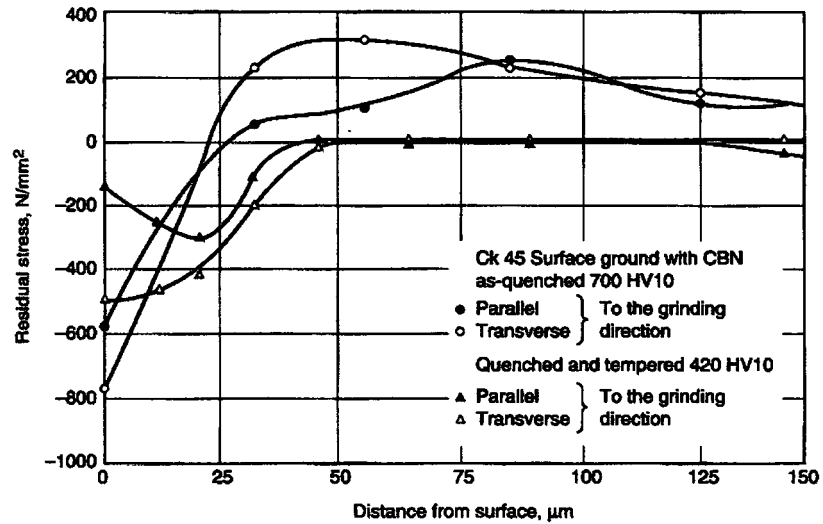


Figure 4 Contraintes résiduelles après le procédé de meulage [13]

1.4.3 Le fraisage

Par contraste avec le meulage, ce procédé produit des modèles bien définis de distribution de contraintes résiduelles [13]. Il existe deux types de répartition de contraintes résiduelles pour le procédé de fraisage en multiaxe. La figure 5 présente les contraintes résiduelles longitudinales (ligne pleine) et transversales (ligne discontinue).

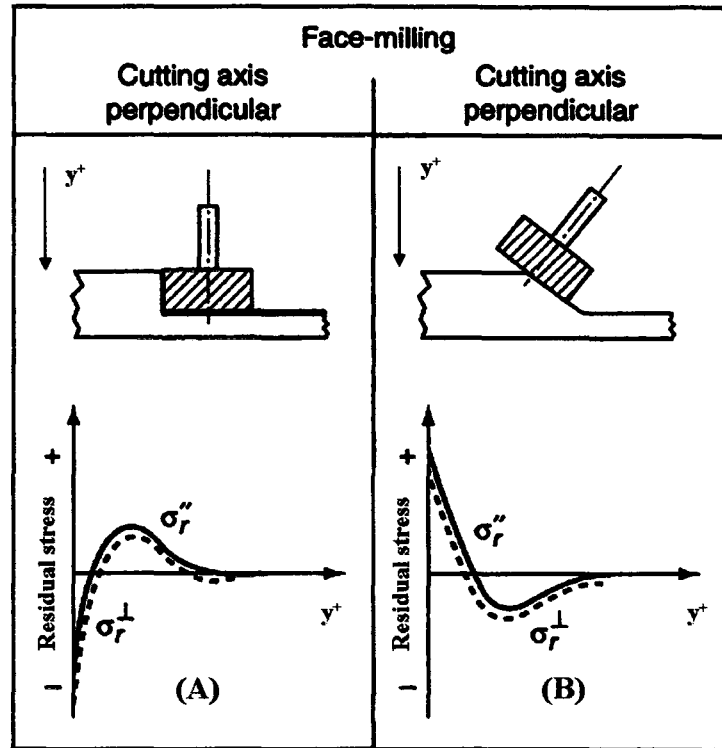


Figure 5 Contraintes résiduelles dans l'acier lors du fraisage [13]

Avec l'outil perpendiculaire à la pièce (figure 5(A)) le fraisage ne comprime pas la pièce usinée et génère des contraintes à la surface en compression, tandis que dans la figure 5 (B) le fraisage comprime la pièce et produit des contraintes à la surface en tension. Les aubes des turbines sont fraisées en multiaxe.

1.4.4 Le tournage

Contrairement au procédé de fraisage, l'outil du tour se trouve continuellement en contact avec la pièce lors de l'usinage [13]. Cette particularité produit des contraintes résiduelles de tension sur la surface usinée. Les contraintes résiduelles longitudinales (tangentielles) et transversales (radiales) sont montrées à la figure 6 pour une vitesse de

coupe de 1200 m/s et une avance de 0.5 mm/tour. La couronne et la ceinture d'une turbine sont tournées.

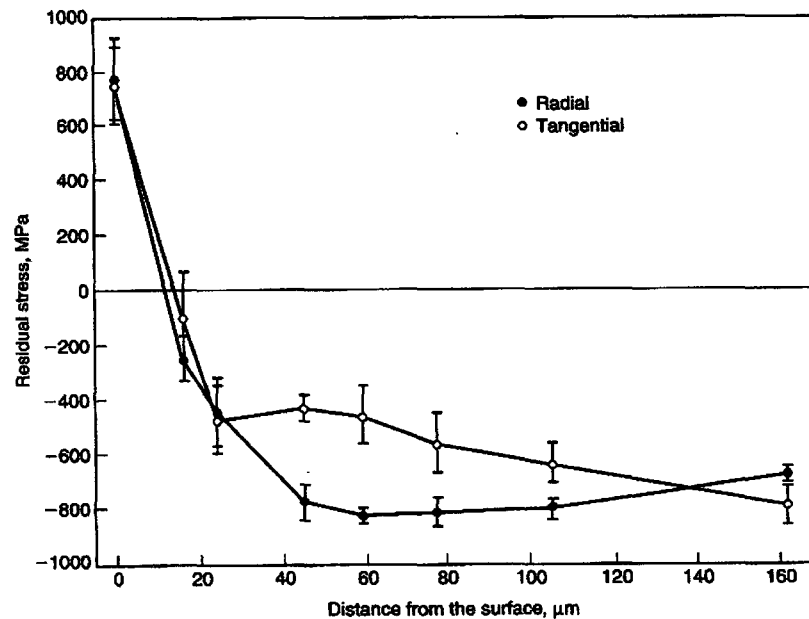


Figure 6 Contraintes résiduelles produites lors du tournage [13]

1.4.5 Les traitements thermiques

En pratique, les traitements thermiques de revenu, de recuit et de normalisation peuvent diminuer voir même éliminer les contraintes résiduelles accumulées dans la pièce lors des étapes de fabrication [14]. Cette étape ajoute par ailleurs des coûts et du temps supplémentaire, en plus de diminuer les propriétés mécaniques du matériau [14]. Les turbines assemblées subissent habituellement un traitement thermique.

1.5 Bilan du chapitre 1

Cette étude bibliographique a permis de distinguer l'origine des contraintes résiduelles dans les joints soudés, soient :

- a) une distribution et des cycles de température non uniformes dans le matériau pendant la soudure;
- b) une transformation de phase dans le matériau en fusion lorsqu'il se refroidit dans la plage de températures se situant entre 700 °C et 275 °C.

On a trouvé qu'il y a deux types de distributions de contraintes résiduelles selon le type de matériau :

- a) aciers austénitiques : l'intensité maximale est en tension et se situe au centre du cordon de soudure;
- b) aciers martensitiques : l'intensité maximale est en compression au centre du cordon de soudure.

À la connaissance de l'auteur aucun document traitant des contraintes résiduelles dans les aciers inoxydables martensitiques de type CA-6NM n'a été publié en lien avec les turbines hydrauliques. Par conséquent aucune équation n'a été trouvée pour prédire le niveau des contraintes résiduelles dans un joint après soudage de turbines faites d'acier martensitique.

Ce projet vise à prédire l'intensité de la contrainte résiduelle maximale aux jonctions soudées des aubes de turbine Francis avec la couronne. Le projet permettra aussi d'établir le niveau des contraintes par des mesures expérimentales sur une turbine en cours de fabrication.

CHAPITRE 2

TECHNIQUE DE MESURE

Ce chapitre vise à faire une brève revue des méthodes de mesures de contraintes résiduelles. Cette revue aidera à choisir les techniques de mesures à utiliser lors des mesures sur la turbine pendant sa fabrication. Voici quelques notions théoriques sur la nature des contraintes résiduelles qu'il faut prendre en considération.

Il est important de souligner que les contraintes résiduelles de type 1 (macroscopique) vont avoir une influence sur la durée de vie des composantes, elles sont prises en considération lors de la conception des structures [15]. Voici les techniques de mesures qui sont utilisées dans l'industrie et les laboratoires de recherche.

2.1 Méthode de diffraction par rayon X

La mesure de contrainte résiduelle par la méthode de diffraction par rayon X est une méthode de mesure non destructive. *"La méthode générale consiste à bombarder l'échantillon avec des rayons X, et à regarder l'intensité de rayons X qui est diffusée selon l'orientation dans l'espace. Les rayons X diffusés interfèrent entre eux, l'intensité présente donc des maxima dans certaines directions ; on parle de phénomène de diffraction. On enregistre l'intensité détectée en fonction de l'angle de déviation 2θ du faisceau ; la courbe obtenue s'appelle le diffractogramme"* (figure 7).

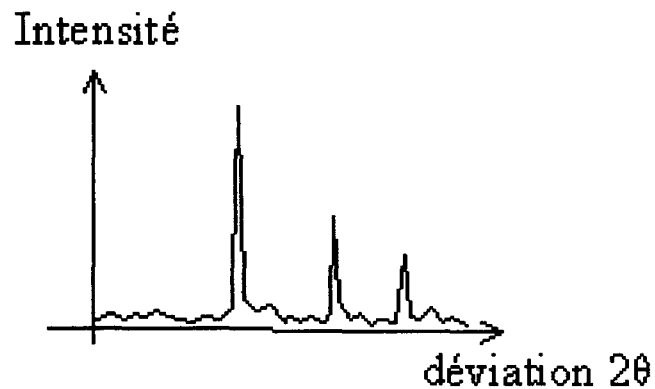


Figure 7 Diffractogramme [16]

La source de rayons X est un tube sous vide, muni d'un dispositif permettant de ne sélectionner qu'une seule longueur d'onde. On travaille en monochromatique.

Le matériau subissant une force est comprimé ou étiré, les distances interréticulaires (d) varient. La loi de Bragg équation (2.1) permet de calculer la distance interréticulaire.

$$n\lambda = 2d * \sin \theta \quad (2.1)$$

Ou :

λ : longueur d'onde du rayon X (monochromatique).

θ : la moitié de l'angle de déviation.

n : un nombre entier appelé ordre de diffraction.

d : la distance interréticulaire des plans.

Il y a un maximum d'interférence à $\theta = 0^\circ$, on l'appelle interférence constructive ($0, \lambda, 2\lambda, \dots$ etc.). Un minimum d'interférence est atteint à $\theta = 180^\circ$, il s'agit d'une interférence destructive ($\lambda/2, 3\lambda/3, 3\lambda/3 \dots$ etc.).

Les forces entraînent une variation de la position des sommets du diffractogramme (figure 8). Cette variation sert à déterminer la contrainte résiduelle.

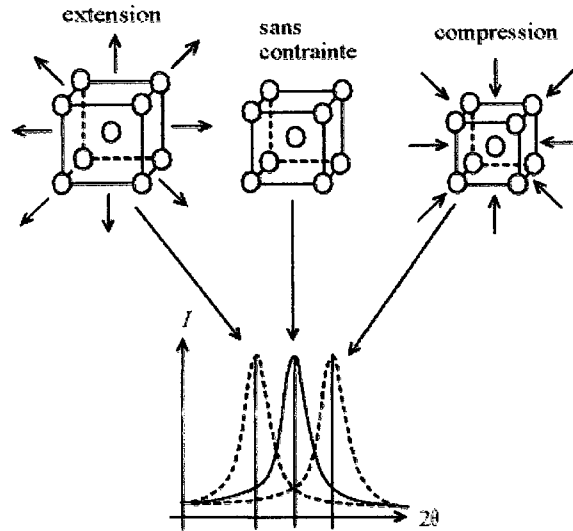


Figure 8 Variation des sommets de courbe de mesure des contraintes [16]

De la loi de Bragg, on peut associer chaque pic à un plan atomique imaginaire (voir figure 9). Ces plans peuvent être désignés par des indices de Miler (hkl). On peut donc de même associer ces indices (hkl) aux pics de diffraction. On parle d'«indexation des pics».

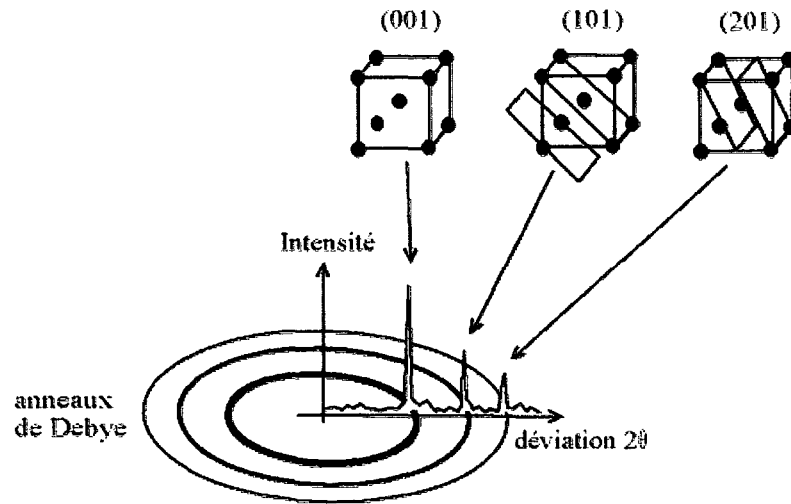


Figure 9 Sommets selon les plans [16]

La figure 10 illustre le système d'axe utilisé par la méthode de diffraction de rayon X.

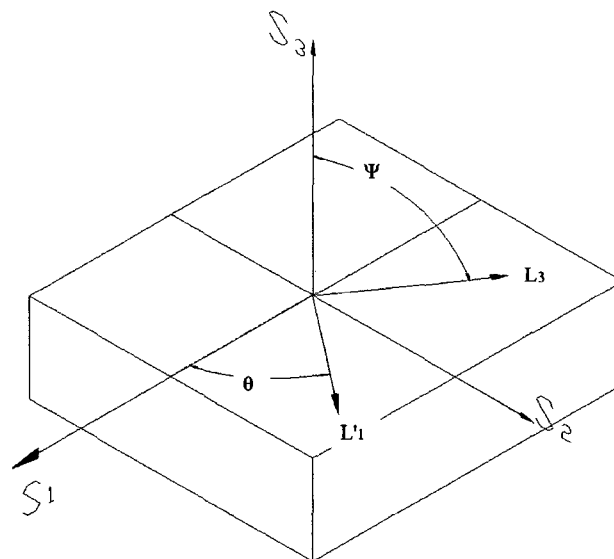


Figure 10 Système d'axe

S_1 , S_2 et S_3 : système d'axe relatif.

L_1 : mesure de la déformation ϵ_0 .

- L_3 : mesure de la déformation $\varepsilon_{\theta\psi}$.
 θ : angle entre S_1 et L_3 .
 ψ : angle entre P_3 et L_3 .

Les déformations maximales sont obtenues pour les angles de θ et ψ donnant des sommets aux diffractogrammes mesurés selon les plans "hkl".

On obtient la déformation maximale selon l'axe S_3 avec la relation 2.2.

$$(\varepsilon_{33})_{\theta\psi} = \frac{(d_{\theta\psi} - d_{0\theta\psi})}{d_{0\theta\psi}} \quad (2.2)$$

$(\varepsilon_{33})_{\theta\psi}$: déformations maximales mesurées.

$d_{\theta\psi}$: distance interréticulaire initiale.

$d_{0\theta\psi}$: distance interréticulaire sous l'effet d'une force.

La contrainte maximale est calculée à un angle $\theta = 0^\circ$ avec l'équation (2.3).

$$\sigma_\theta = \frac{E}{1 + \nu \sin^2 \psi} \frac{1}{d_{0\theta\psi}} (d_{\theta\psi} - d_{0\theta\psi}) \quad (2.3)$$

La méthode par diffraction de rayon X a une profondeur de mesure variant de 1 à 50 μm et une précision de mesure de ± 20 MPa [15].

2.2 Méthode de diffraction par neutrons

La mesure de contrainte résiduelle par la méthode de diffraction par neutrons est une méthode de mesure non destructive. Les principes physiques applicables pour les mesures de contraintes résiduelles par la méthode de diffraction par neutrons sont identiques à la méthode de diffraction par rayon X [15].

La méthode de diffraction par neutrons a une profondeur de mesure variant de 2 à 50 mm et une précision de mesure de ± 30 MPa [15].

2.3 Méthode des jauges percées

La méthode des jauges percées aussi appelée méthode du trou est une méthode très répandue pour la mesure de contraintes résiduelles. Elle consiste à percer un trou de 1 à 4 mm de diamètre à une profondeur maximale égale à son diamètre. Il s'agit de mesurer le relâchement du matériau une fois le trou percé. La figure 11 représente un dispositif conçu pour le perçage et le centrage des jauges, ainsi qu'un schéma représentant la jauge et le trou.

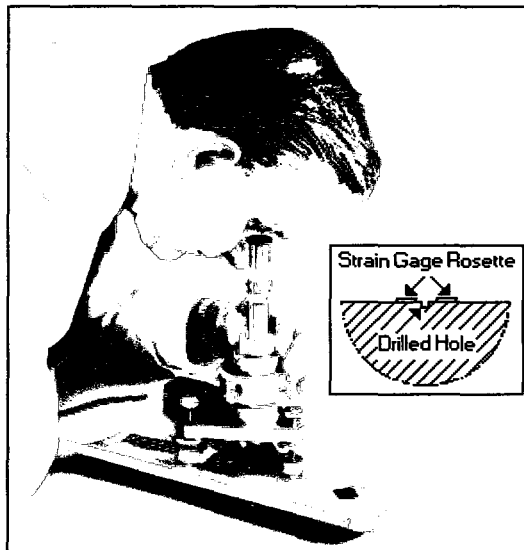


Figure 11 Tors de perçage et de centrage de jauge [17]

En plus d'être normalisée, cette méthode a l'avantage de ne laisser qu'un petit trou qui est facilement réparable. La méthode permet de mesurer les contraintes résiduelles locales. Par contre, elle exige une grande précision pour le centrage du trou avec la jauge. Les contraintes mesurées qui dépassent 70% de la limite d'écoulement du matériau ne peuvent être traitées par la méthode. Au-delà de cette limite, il existe des risques de déformations plastiques créées par le perçage aux abords du trou qui faussent les résultats.

2.3.1 Méthode de calcul

Le calcul de contrainte résiduelle selon l'hypothèse de la distribution uniforme est le fruit du travail de Rendler et Vigness (Lu J. [15]). Ces mêmes chercheurs ont élaboré la norme ASTM-E837 utilisée jusqu'à maintenant. Il a fallu attendre jusqu'à 1978 pour que Bijak-Zochowski (Lu J. [15]) développe une méthode de calcul dans des champs de contraintes non uniformes. En 1988 Schajer (Lu J. [15]) publiait ses travaux sur deux méthodes de calculs dans des distributions de champs de contraintes non

uniformes : la première dite méthode de séries de puissances et la seconde appelée méthode de l'intégrale. Un logiciel de calcul Hole-Drill a par la suite été commercialisé. Un bref aperçu de chaque méthode de calcul est présenté ci-après.

2.3.1.1 Méthode de calcul selon la norme ASTM-E837

Cette partie traite de la théorie générale pour le calcul de la contrainte et elle fait la distinction entre les cas de champs de contrainte à distribution uniforme et non uniforme. L'approche de calcul standardisé par la norme ASTM-E837 exige des jauges spécialement conçues pour les mesures de déformation lors du perçage du trou (figure 12). La jauge 1 de la rosette est alignée parallèlement au cordon de soudure lorsqu'on effectue des mesures sur la turbine.

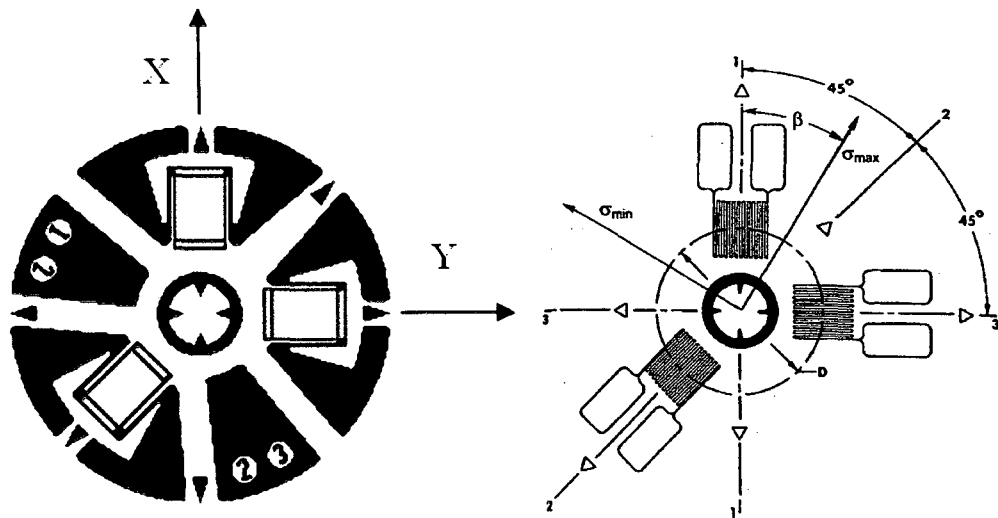


Figure 12 Jauges de contraintes percées 062-RE-120 [15]

Une relation entre les contraintes et les déformations mesurées s'avère précise lorsqu'on considère les échantillons comme un matériau isotrope. Les valeurs de contraintes recherchées peuvent être calculées avec les équations (2.4) et (2.5) [15].

$$\sigma_{\max}, \sigma_{\min} = \frac{(\varepsilon_3 + \varepsilon_1)}{4\bar{A}} \pm \sqrt{\frac{(\varepsilon_3 + \varepsilon_1)^2 + (\varepsilon_3 + \varepsilon_1 - 2\varepsilon_2)^2}{4\bar{B}}} \quad (2.4)$$

$$\beta = \frac{1}{2} \arctan \left[\frac{(\varepsilon_3 + \varepsilon_1 - 2\varepsilon_2)}{(\varepsilon_3 + \varepsilon_1)} \right] \quad (2.5)$$

σ_{\max} et σ_{\min} : contraintes principales maximale et minimale (MPa).

\bar{A} et \bar{B} : coefficient de calibration selon la géométrie de la jauge et du matériau.

ε : micro déformation (μm).

β : angle mesuré dans le sens horaire de l'axe X (jauge 1) à la contrainte principale maximale (degré).

Les facteurs influençant les constantes de calibration \bar{A} et \bar{B} des équations (2.6) et (2.7) [15] dépendent de la géométrie de la jauge (figure 13), de la propriété du matériau et du diamètre du trou.

$$\bar{A} = \frac{(1+\nu)r_a^2}{E(R_2 + R_1)W} (\psi_1 + \psi_2) \quad (2.6)$$

$$\bar{B} = \frac{(1+\nu)r_a^2}{E(R_2 + R_1)W} \left[\frac{2(1-\nu)}{1+\nu} (\psi_1 + \psi_2) + \sin 2\psi_1 - \sin 2\psi_2 \right] \quad (2.7)$$

$$- \frac{1}{8} \left(\frac{r_a}{R_1} \right) (2 \sin 2\psi_1 + \sin 4\psi_1) + \frac{1}{8} \left(\frac{r_a}{R_2} \right) (2 \sin 2\psi_2 + \sin 4\psi_2)$$

E: module de Young (MPa).

r_a : diamètre du trou (mm).

- R_1 et R_2 : location radiale des extrémités d'une grille de jauge (mm).
 ν : coefficient de poisson (MPa).
 ψ_1 et ψ_2 : angle entre chaque extrémités d'une grille de jauge (degré).
 W : largeur de la grille d'une jauge (mm).

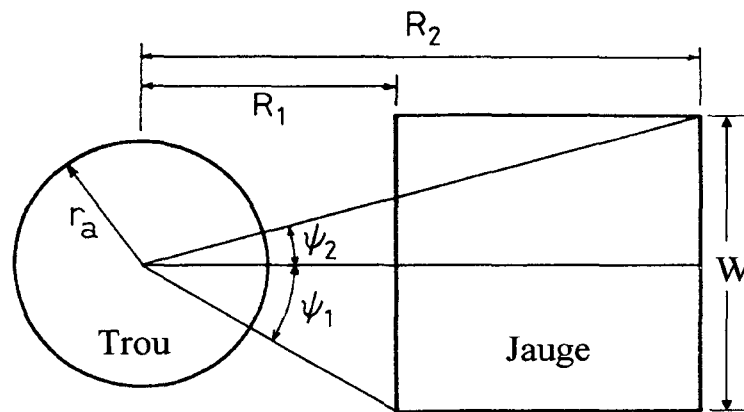


Figure 13 Géométrie d'une jauge percée [15]

A des fins de simplification de calcul, des variables p , q et t sont définies par les équations (2.8), (2.9) et (2.10) [15].

$$p = \frac{(\varepsilon_3 + \varepsilon_1)}{2} \quad (2.8)$$

$$q = \frac{(\varepsilon_3 + \varepsilon_1)}{2} \quad (2.9)$$

$$t = \frac{(\varepsilon_3 + \varepsilon_1 - 2\varepsilon_2)}{2} \quad (2.10)$$

Si un système de coordonnées X-Y est créé tel que l'axe X est parallèle à l'axe 1 de la jauge (figure 12) alors les contraintes peuvent être groupées (équation 2.11, 2.12 et 2.134) [15].

$$P = \frac{(\sigma_y + \sigma_x)}{2} = \text{contrainte moyenne "hydrostatique"} \quad (2.11)$$

$$Q = \frac{(\sigma_y - \sigma_x)}{2} = \text{tenseur de cisaillement à } 45^\circ \text{ de l'axe X} \quad (2.12)$$

$$T = \frac{(\tau_{xy})}{2} = \text{tenseur de cisaillement selon l'axe X} \quad (2.13)$$

Les variables P, Q et T peuvent être simplifiées par le groupe d'équation (2.14), (2.15) et (2.16) [15]. Ces équations serviront à calculer les contraintes dans des champs à distribution uniforme.

$$P = \frac{p}{2A} \quad (2.14)$$

$$Q = \frac{q}{2B} \quad (2.15)$$

$$T = \frac{t}{2B} \quad (2.16)$$

Dans le cas des calculs de contraintes dans des champs à distribution non uniforme les variables P, Q et T sont définies par des sommations des mesures (p, q et t) et des constantes de calibrations \bar{A} et \bar{B} démontrées par les équations (2.17), (2.18) et (2.19) [15] pour chaque profondeur de trou.

$$P = \frac{\sum(\bar{A}p)}{2\sum(\bar{A}^2)} \quad (2.17)$$

$$Q = \frac{\sum(\bar{B}q)}{2\sum(\bar{B}^2)} \quad (2.18)$$

$$T = \frac{\sum(\overline{Bt})}{2\sum(\overline{B^2})} \quad (2.19)$$

Pour chacun des cas (uniforme ou non-uniforme) les contraintes (σ_{\max} , σ_{\min}), le cisaillement (τ_{\max}) ainsi que l'angle (β) sont calculés par les équations (2.20), (2.21) et (2.22) [15].

$$\sigma_{\max}, \sigma_{\min} = P \pm \sqrt{Q^2 + T^2} \quad (2.20)$$

$$\tau_{\max} = \sqrt{Q^2 + T^2} \quad (2.21)$$

$$\beta = \frac{1}{2} \arctan \left[\frac{-T}{-Q} \right] \quad (2.22)$$

2.3.1.2 Calcul avec la méthode de l'intégrale dans des champs de contrainte non uniformes :

La méthode de l'intégrale est conseillée quand il y a de grandes variations des champs de contraintes entre les incréments de perçage. Les variables P, Q et T sont définies par les équations (2.23), (2.24) et (2.25) [15].

$$P_i = \frac{1+\nu}{E} \sum_{i=j}^{i=j} a_{ij} P_j \quad (2.23)$$

$$Q_i = \frac{1+\nu}{E} \sum_{i=j}^{i=j} a_{ij} Q_j \quad (2.24)$$

$$T_i = \frac{1+\nu}{E} \sum_{i=j}^{i=j} a_{ij} T_j \quad (2.25)$$

La particularité de cette méthode de calcul est attribuable à la détermination des coefficients \bar{a}_{ij} et \bar{b}_{ij} (équation 2.26 et 2.27) [15] réalisée par la méthode des éléments finis.

$$\bar{a}_{ij} = \hat{a}(H_j, h_i) - \hat{a}(H_{j-1}, h_i) \quad (2.26)$$

$$\bar{b}_{ij} = \hat{b}(H_j, h_i) - \hat{b}(H_{j-1}, h_i) \quad (2.27)$$

\bar{a} et \bar{b} : constante de calibration du trou percé sans dimension.

$\hat{a}(H, h)$ et $\hat{b}(H, h)$: fonction et déformation de relaxation.

H : contrainte en fonction de la profondeur du trou.

h : profondeur du trou.

Le logiciel H-Drill (voir annexe 5) de Schajer [15] utilise cette approche de calcul en se fiant aux valeurs numériques ($\hat{a}(H, h)$ et $\hat{b}(H, h)$) tirées des tableaux faits pour les jauges percées selon la norme ASTM-E837. Il s'ensuit une série d'interpolations permettant de définir les coefficients \bar{a}_{ij} et \bar{b}_{ij} utilisés pour calculer les valeurs de contraintes recherchées. Cette méthode est particulièrement efficace pour des profondeurs de trou de 30 à 40% du rayon moyen de la jauge avec quatre à cinq incréments de perçage.

2.3.1.3 Calcul avec la méthode de séries de puissances dans des champs de contrainte non uniforme :

Le calcul par séries de puissances est une méthode recommandée lorsque les variations dans les champs de contraintes sont moins grandes entre les incréments de perçage. Les variables P, Q et T sont définies par les équations (2.28), (2.29) et (2.30) [15].

$$P_i = \frac{1+\nu}{E} * \left[\frac{\sum 0\bar{a} * p(h)}{\sum 1\bar{a} * p(h)} \right] \quad (2.28)$$

$$Q_i = \frac{1+\nu}{E} * \left[\frac{\sum 0\bar{a} * q(h)}{\sum 1\bar{a} * q(h)} \right] \quad (2.29)$$

$$T_i = \frac{1+\nu}{E} * \left[\frac{\sum 0\bar{a} * t(h)}{\sum 1\bar{a} * t(h)} \right] \quad (2.30)$$

$0\bar{a}$ et $0\bar{b}$: constantes de calibration attribuées aux champs de contraintes.

$1\bar{a}$ et $1\bar{b}$: constantes de calibration attribuées aux dimensions de la rosette.

Les constantes de calibrations $0\bar{a}$, $0\bar{b}$, $1\bar{a}$ et $1\bar{b}$ sont définies par des tableaux qu'on trouve dans de la norme ASTM-E837. Il s'ensuit une série de calculs permettant de trouver les valeurs des contraintes recherchées. Cette méthode est particulièrement efficace pour des profondeurs de trou de 30 à 40% du rayon moyen de la jauge avec plusieurs incréments de perçage.

La figure 14 permet de faire la comparaison entre la méthode de l'intégrale et celle de la série de puissance. On constate que la méthode de séries de puissances a la particularité de diminuer les variations de contrainte comparativement à la méthode de l'intégrale qui les accentue.

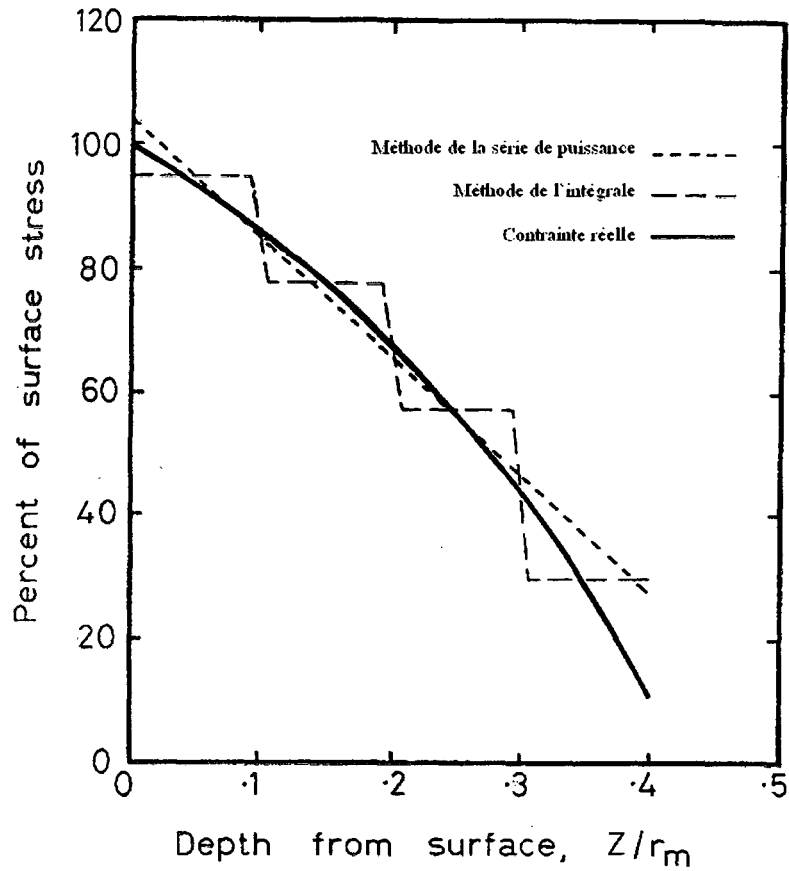


Figure 14 Comparaison des méthodes de calculs [15]

Comme nous le verrons au chapitre 5, les mesures expérimentales de contrainte en cours de fabrication d'une turbine ont montré des distributions non uniformes avec de faibles variations à l'exception des mesures prises après le traitement thermique.

Pour toutes les mesures prises en cours de fabrication, nous calculons les contraintes avec l'approche des séries de puissances dans des champs à distribution non uniforme, à l'exception des mesures prises après le traitement thermique qui seront calculées avec la méthode normale (champs à distribution uniforme).

2.4 Méthode des jauges soudables

On utilise ce type de jauge lorsqu'il faut effectuer des mesures dans des conditions extrêmes, près des sources de chaleurs, par exemple.

2.4.1 Rosette biaxiale :

Ce type de configuration permet de mesurer les contraintes sur deux axes. Il faut s'assurer que les pièces mécaniques étudiées ne soient pas sollicitées en cisaillement comme c'est le cas pour la mesure de contraintes dans les soudures. Les déformations ε_x et ε_y le long des l'axes longitudinal et transversal sont mesurées puis les contraintes sont obtenues avec les formules (2.31) et (2.32).

$$\sigma_x = \frac{E(\varepsilon_x + \varepsilon_y \nu)}{1 - \nu^2} \quad (2.31)$$

$$\sigma_y = \frac{E(\varepsilon_y + \varepsilon_x \nu)}{1 - \nu^2} \quad (2.32)$$

La figure 15 illustre la configuration d'une rosette biaxiale soudable. Les jauges LWK-06-W250D-350 peuvent résister à des températures de l'ordre de 290°C. Ces jauges ont été utilisées pour les mesures en chantier sur la turbine en cours de fabrication.

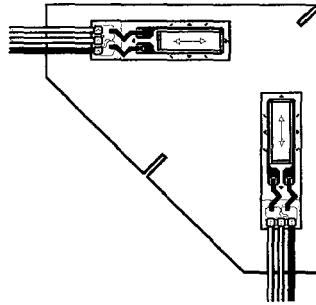


Figure 15 Jauges soudables biaxiales de type LWK [15]

2.4.2 Rosette rectangulaire triaxiale :

Ce type de rosette soudable ressemble à la rosette biaxiale, mais elle comporte une jauge supplémentaire à 45° qui permet d'établir les contraintes en cisaillement. Les formules (2.33), (2.34 et 2.35) sont utilisées pour calculer les valeurs de contraintes.

$$\sigma_{\max}, \sigma_{\min} = \frac{E}{2} \left(\frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_3}{1 - \nu} \pm \frac{\sqrt{2}}{1 + \nu} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2} \right) \quad (2.33)$$

$$\tau_{xy} = \frac{E\sqrt{2}}{2(1 + \nu)} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2} \quad (2.34)$$

$$\beta = \frac{1}{2} \arctan \left[\frac{2\varepsilon_2 - \varepsilon_1 - \varepsilon_3}{\varepsilon_1 - \varepsilon_3} \right] \quad (2.35)$$

Les jauges soudables HBWAHR-12-250-6-3-CB (figure 16) utilisées sont conçues pour résister à des températures de l'ordre de 800°C. Ces jauges ont été utilisées pour les mesures lors du traitement thermique de la turbine.

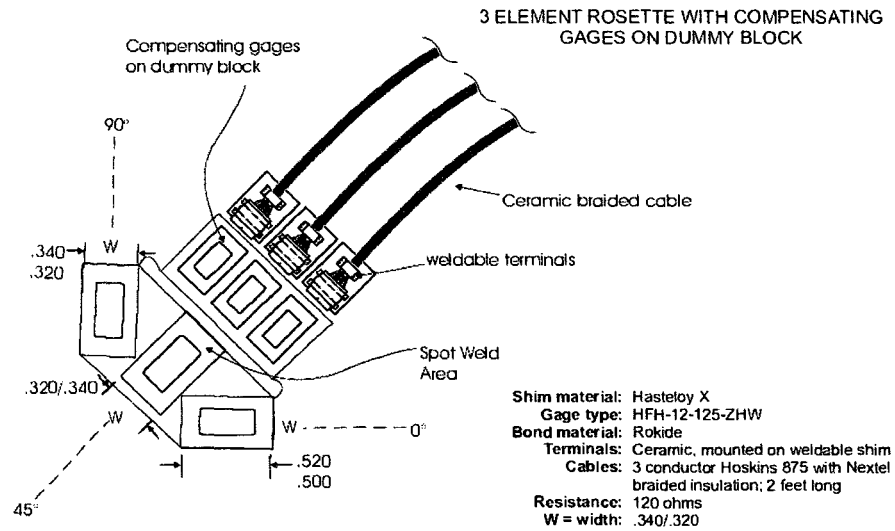


Figure 16 Jauge à haute température de la compagnie HPI

2.5 Méthode de mesure par ultrasons

La mesure de contrainte résiduelle par la méthode des ultrasons est une méthode de mesure non destructive. Les mesures sont évaluées expérimentalement, il s'agit d'établir un coefficient acoustoélastique (K). Le processus de calibration consiste à déterminer le coefficient (K) pour un matériau spécifique. Le principe consiste à mesurer la vitesse (v_0) de propagation des ultrasons dans un échantillon non contraint. En suite on mesure la vitesse (v) de propagation des ultrasons dans l'échantillon contraint. En connaissant la valeur de la contrainte appliquée on peut ainsi déterminer le coefficient (K) avec l'équation (2.36) [18].

$$K = \frac{1}{\sigma} \left(\frac{v_0 - v}{v} \right) \quad (2.36)$$

v_0 : vitesse de propagation des ultrasons dans un échantillon sans chargement

v : vitesse de propagation des ultrasons dans un échantillon avec chargement.

K : coefficient acoustoélastique.

σ : contrainte (MPa).

Une fois le coefficient (K) et la vitesse (v_0) déterminés, il est simple de calculer la contrainte d'une structure de même nature en mesurant sa vitesse (v) de propagation des ultrasons et l'équation (2.36).

La méthode des ultrasons a une profondeur de mesure variant de 0.015 à 3 mm et une précision de mesure de ± 20 MPa [15].

2.6 Méthode de mesure par le bruit de Barkhausen

La technique du bruit de Barkhausen est une méthode de mesure non destructive, elle se base sur le concept ferromagnétique du matériau pour mesurer les contraintes résiduelles. Le ferromagnétisme est une aimantation locale du matériau, à l'état naturel au niveau de sa microstructure. Le matériau ferromagnétique se trouve subdivisé en petites sections que l'on nomme domaine de Weiss. Ces volumes de matières aimantées ont tous leurs directions particulières. Les frontières qui séparent les domaines sont connues sous le nom de paroi de Bloch. La figure 17 représente la microstructure magnétique dans le matériau.

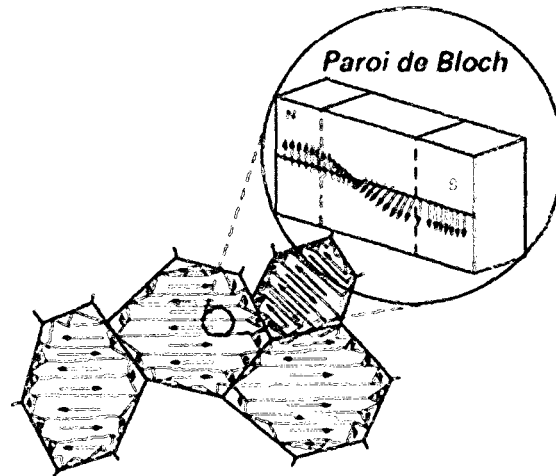


Figure 17 Représentation de la microstructure magnétique du matériau [19]

La microstructure magnétique est représentée par un modèle à quatre domaines. L'application d'un champ magnétique provoque une évolution de la microstructure par le mouvement des parois de Bloch. La figure 18 représente ce phénomène.

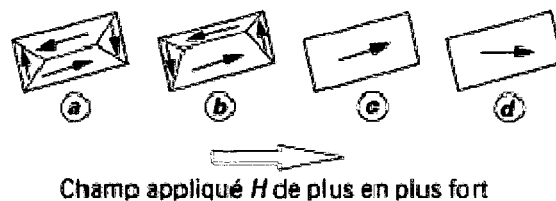


Figure 18 Évolution de la microstructure magnétique sous un champ appliqué [19]

M. Barkhausen [15] découvrit le processus d'aimantation. Il observe que la courbe d'hystérésis (figure 19) ne progresse pas de manière continue mais progresse par incrément. Ces incréments sont appelés sauts de Barkhausen et leurs déplacements brutaux émettent des signaux électromagnétiques qui peuvent être détectés par des capteurs, ce phénomène est aussi appelé bruit de Barkhausen.

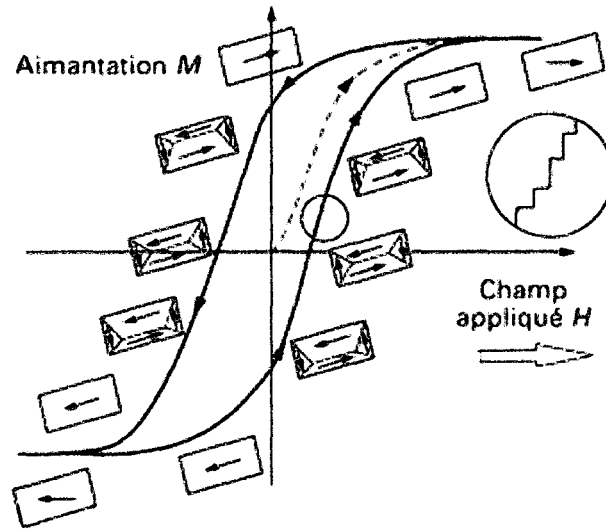


Figure 19 Cycles d'hystérésis [19]

Les mesures Barkhausen peuvent être liées aux contraintes par le phénomène de magnétoélasticité. La microstructure magnétique varie selon l'état de chargement (figure 20).

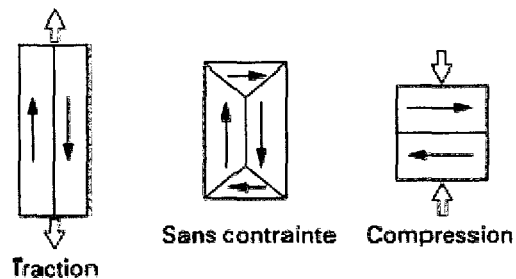


Figure 20 Influence de la contrainte sur la microstructure magnétique [19]

La méthode consiste à mesurer les variations du signal de Barkhausen sur un échantillon d'acier doux qui est soumis à différents type de chargements. L'amplitude du signal et la position du pic varient en fonction de la contrainte appliquée. Ces deux

paramètres peuvent servir pour la mesure après un étalonnage pour l'acier donné. Il est alors possible d'associer un niveau de contrainte aux mesures d'amplitude du signal de Barkhausen obtenu sur une structure constituée du même acier. La précision de cette méthode est directement liée aux propriétés micromagnétique des échantillons. L'interprétation des résultats demeure une opération délicate.

Pour conclure la méthode du bruit de Barkhausen a une profondeur de mesure variant de 0.01 à 3 mm et avec une erreur de ± 20 MPa. Il est difficile d'obtenir des résultats de mesure avec cette méthode dans les aciers inoxydable [15].

2.7 Méthode de mesure par le contour

La mesure de contrainte résiduelle par la méthode du contour est une méthode de mesure destructive. La méthode du contour s'explique en trois étapes (figure 21).

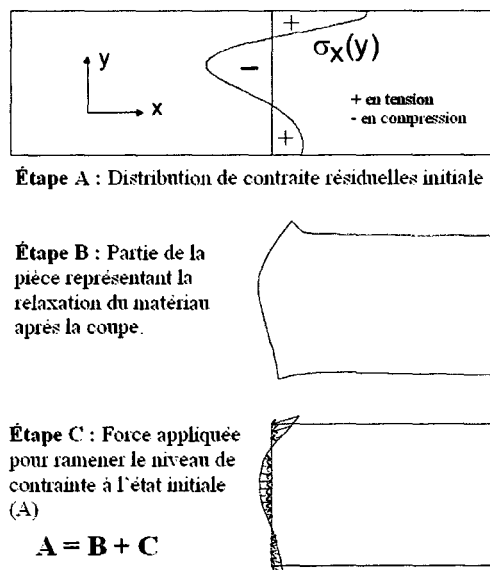


Figure 21 Principe de superposition appliqué par la méthode du contour [20]

Il faut commencer par couper l'échantillon (étape A). La coupe par électroérosion (EDM) est choisie pour trois raisons :

- a) Elle effectue une coupe droite ;
- b) Elle n'enlève pas de matériau excédentaire ;
- c) Elle n'ajoute pas de contrainte résiduelle.

Par la suite (étape B) il faut mesurer la relaxation du matériau avec une machine à mesurer les coordonnées (MMC) sur une des deux moitiés de l'échantillon.

On termine (étape C) par faire un modèle par la méthode d'éléments finis (MEF) en 2 dimensions et on applique des forces externes qui correspondent aux déplacements mesurés. Finalement il y a un traitement de données à faire pour trouver les contraintes résiduelles. La figure 22 illustre graphiquement les contraintes trouvées avec la méthode des éléments finis.

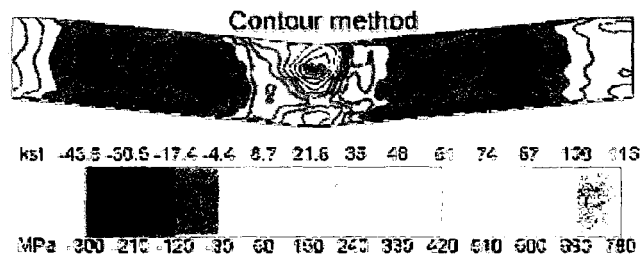


Figure 22 Illustration graphique des contraintes trouvées avec les éléments finis

[10]

La méthode du contour permet d'évaluer le niveau de contraintes résiduelles au travers d'une section complète d'une pièce avec une erreur de ± 10 MPa [15].

2.8 Comparaison entre les méthodes de mesures

Dans les sections précédentes nous avons fait une revue sur les méthodes de mesures de contraintes résiduelles utilisées dans l'industrie et les laboratoires de recherche. Cette section a pour but de simplifier notre choix des méthodes de mesures à utiliser sur la turbine. Voici les paramètres qui ont été utilisés pour déterminer les méthodes des mesures pour la turbine :

- a) Turbine faite d'acier inoxydable;
- b) Les contraintes résiduelles cherchées sont de type 1;
- c) On cherche à mesurer les contraintes à la surface du matériau;
- d) Les interventions de mesure permises sont de type semi et non destructif;
- e) L'ETS possède une expertise et l'équipement pour les jauge de contraintes;
- f) Les dispositifs de mesures doivent être portatif;
- g) La précision des mesures doit être de l'ordre de ± 25 MPa;
- h) Le temps pour effectuer les mesures et faire le traitement des données doit être minimal;

Selon nos priorités nous avons choisi la méthode des jauges percées et des jauges soudable pour effectuer les mesures de contraintes sur la turbine avec l'aide des tableaux I, II et III.

Tableau I

Comparaison général entre les méthodes de mesures de contraintes
[15]

| Méthode | Jauge percée | Contour | Rayon-X | Neutrons | Ultra sons | Barkhausen |
|---------------------------------------|---------------------|--------------------|--|--------------------|-------------------------|-------------------------|
| Type de contrainte mesuré | 1 | 1 | 1, 2, 3 | 1,2 | 1, 2, 3 | 1, 2, 3 |
| Coût de l'équipement \$\$\$ | 10000 à 50000 | 15000 | 100000 à 200000 | Plusieurs millions | 40000 à 200000 | 10000 à 60000 |
| Équipement de mesure portable | Oui | Oui | Oui | Non | Oui | Oui |
| Précision de mesure | ±20 MPa | ±10 MPa | ±20 MPa | ±30 MPa | ±10 MPa à ±20 MPa | ±10 MPa à ±20 MPa |
| Temps pour prendre la première mesure | 40 minutes | 40 minutes | 20 minutes | 2 heures | Quelques minutes | Instantanée |
| Temps d'analyse | 2 heures | 5 à 200 heures | 8 heures | Une semaine | 20 minutes | 10 minutes |
| Profondeur de Mesures | 0.02 à 15 mm | 1 mm et plus | 1 à 50 µm non destructif 2 à 50 mm destructif | 2 à 50 mm | 0.015 à 3 mm | 0.01 à 1 mm |

Tableau II

Type d'intervention selon les méthodes de mesures [15]

| Méthode | Jauge percée | Contour | Rayon-X | Neutrons | Ultra sons | Barkhausen |
|-------------------------|--------------|---------|-------------------------------------|----------|------------|------------|
| Mesure non destructif | - | - | 1 à 50 μm non destructif | Oui | Oui | Oui |
| Mesure semi- destructif | Oui | - | - | - | - | - |
| Mesure destructif | - | Oui | 2 à 50 mm destructif | - | - | - |

Tableau III

Application des méthodes de mesures selon les matériaux [15]

| Méthode | Jauge percée | Contour | Rayon-X | Neutrons | Ultra sons | Barkhausen |
|------------------|--------------|---------|--------------------------------|----------|--------------|------------|
| Acier au Carbone | Oui | Oui | Oui | Oui | Oui | Oui |
| Acier Inoxydable | Oui | Oui | Oui, si les grains sont petit. | Oui | Peu sensible | Difficile |

2.9 Bilan du chapitre 2

Dans ce chapitre nous avons donné un aperçu des techniques qui permettent de mesurer la contrainte résiduelle utilisée dans l'industrie et les laboratoires de recherche.

Comme nous le verrons dans les prochains chapitres, les mesures prises sur l'échantillon d'acier austénitique ont été réalisées avec la technique de diffraction de rayon X. Les mesures ont permis d'évaluer les contraintes résiduelles longitudinales dans les plaques.

Les niveaux de contraintes résiduelles sur l'échantillon d'acier inoxydable martensitique après soudage seront déterminés avec des jauges percées et le logiciel Drill-Hole (annexe 5). Les calculs pour déterminer la contrainte résiduelle seront effectués avec la méthode de séries de puissances dans des champs de contrainte non uniforme.

Les mesures sur la turbine fabriquée d'acier inoxydable (CA-6NM) seront faites avec des jauges de contraintes. Les jauges se sont avérées le meilleur choix pour des raisons d'équipement, de coût et c'est une méthode fiable et éprouvée. On utilisera les jauges percées pour mesurer les contraintes résiduelles après l'usinage, après le soudage et après le traitement thermique pour déterminer les niveaux de contraintes absolues. Les calculs de contraintes seront faits en considérant des distributions de champs de contraintes non uniformes pour les mesures prises après l'usinage et le soudage. Dans le cas des mesures prises après le traitement thermique, les calculs de contraintes seront faits en considérant des distributions dans des champs uniformes. Les variations de contraintes pendant le soudage et le traitement thermique seront mesurées avec les jauges soudables biaxiales et triaxiales respectivement pour mesurer des niveaux de contrainte relatifs.

CHAPITRE 3

ESSAIS EN LABORATOIRE

Le but de ces essais est de connaître les effets du procédé de soudage sur le niveau de contrainte résiduelle dans des échantillons d'acier doux et d'acier inoxydable martensitique. Les résultats serviront à valider les approches numériques développées par la suite.

3.1 Échantillon d'acier doux

Les résultats sont tirés d'une recherche sur la distribution de température et sur les contraintes résiduelles après soudage en multipasse, faite par S.Murugan [2].

3.1.1 Essai

Cet essai consiste à souder deux plaques d'acier de dimension 150 x 140 x 12 mm avec une préparation en "V" et à mesurer la contrainte résiduelle longitudinale $\sigma_x(y)$. La figure 23 illustre les détails dimensionnels de l'essai. Quatre passes de soudure ont été nécessaires pour assembler deux plaques de 12 mm d'épaisseur. Murugan a mesuré la contrainte par la diffraction des rayons X [2].

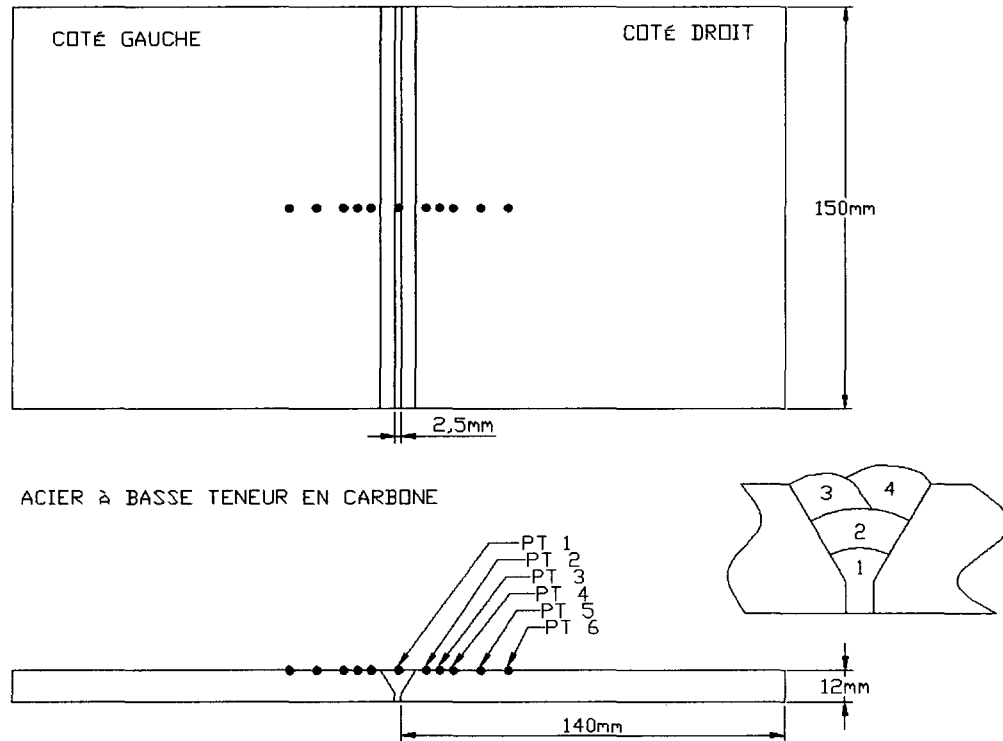


Figure 23 Détails dimensionnels de l'essai de Murugan [2]

3.1.2 Résultats

Les résultats de l'étude de M.Murugan sont présentés au tableau IV. Quatre prises de mesures ont été effectuées après chaque passe de soudure. Nous avons décidé d'utiliser les résultats de la quatrième et la dernière passe de soudage du côté droit de la plaque. Ces résultats serviront à valider le modèle numérique développé au chapitre 4.

Tableau IV

Contraintes résiduelles dans l'acier doux, essai de Murugan [2]

| Nbr de passes de soudures | Contraintes longitudinales $\sigma_x(y)$ (MPa) | | | | | |
|---------------------------------|--|-----------------|------|------|------|------|
| | Centre | Côté droit (mm) | | | | |
| | 0 | 10 | 20 | 25 | 30 | 40 |
| 1 | 210 | 32 | -135 | -154 | -77 | -76 |
| 2 | 187 | 100 | -75 | -156 | -76 | -72 |
| 3 | 189 | 23 | -130 | -177 | -76 | 0 |
| 4 | 220 | 140 | 75 | 0 | -200 | -120 |

La figure 24 montre une courbe représentant la distribution de la contrainte résiduelle longitudinale mesurée. Après la quatrième passe de soudure, la contrainte maximale est de 220 MPa en tension au centre du joint. La distribution de la contrainte est similaire à celle proposée par la norme ASM.

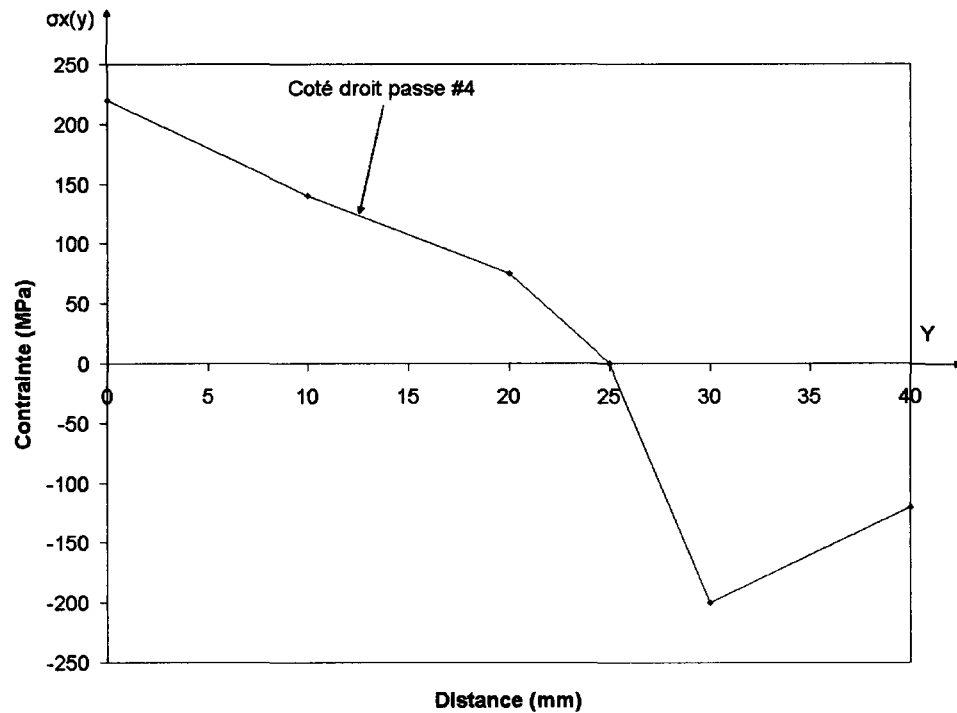


Figure 24 Contrainte résiduelle sur un échantillon d'acier doux

3.2 Échantillon d'acier inoxydable martensitique

Le but de cet essai est de vérifier en laboratoire l'intensité et la distribution de la contrainte résiduelle d'un acier inoxydable martensitique. Le même matériau que celui utilisé pour la fabrication d'une turbine (CA-6NM) n'étant pas disponible, un acier inoxydable équivalent a été employé. L'acier inoxydable de type 415 a des propriétés mécaniques et une composition chimique similaire au CA-6NM (voir annexe 6). L'essai a été effectué à l'Institut de recherche d'Hydro-Québec (IREQ) et les résultats nous ont été fournis par Monsieur Denis Thibault.

3.2.1 Essai

L'échantillon d'acier inoxydable 415 illustré à la figure 19 mesure 455 x 255 x 54 mm d'épaisseur. Un chanfrein en V a été usiné de 310 x 50 x 4 mm. La pièce n'a pas subi de traitement thermique après l'usinage. Le matériau a subi un traitement d'austénitisation de 1050°C avec un revenu de 600 °C à l'usine.

Six cordons de soudures sont nécessaires pour remplir l'espace. Le métal d'apport est de l'acier inoxydable de type 410 NIMO. Sept prises de mesures, après soudage, ont ensuite été effectuées avec des jauges de contraintes percées de type 062-RE-120 et le dispositif RS-200. La figure 25 montre les positions des jauges.

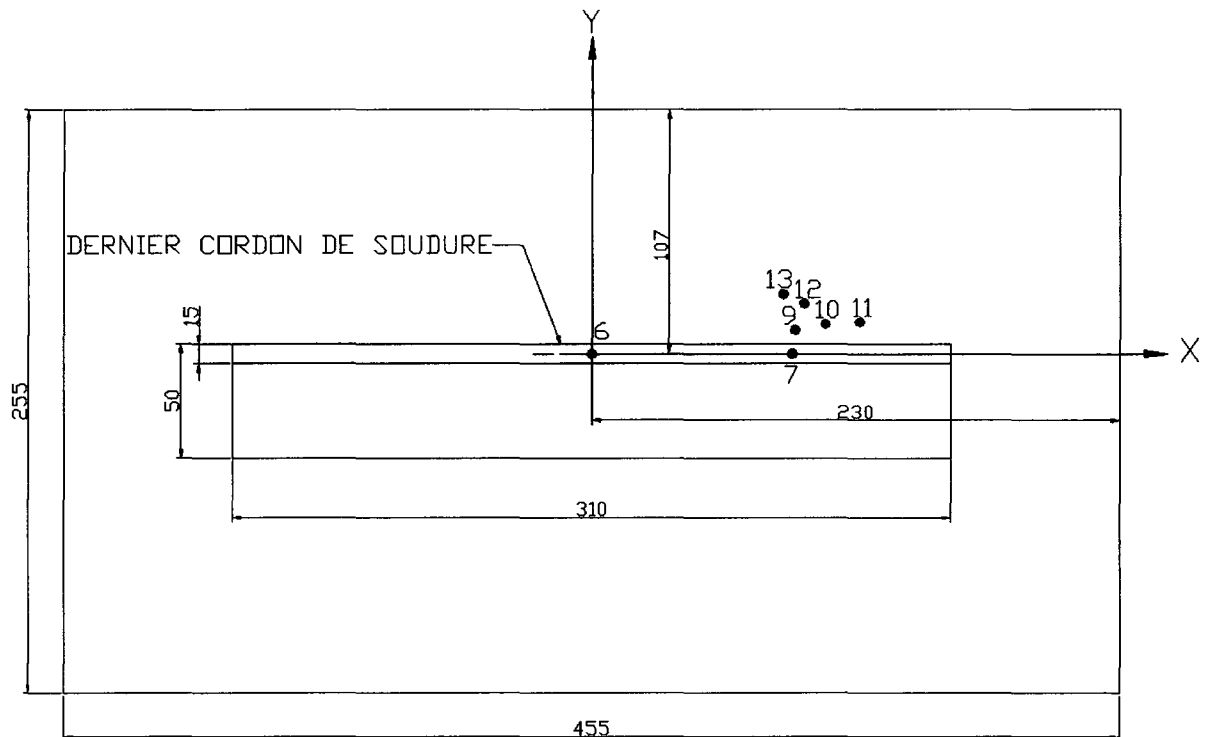


Figure 25 Position des jauges percées après soudage

3.2.2 Résultats

Le tableau V donne les coordonnées (x, y) des jauges et les résultats des contraintes résiduelles longitudinales $\sigma_x(y)$ mesurées sur un échantillon d'acier inoxydable de type 415 de l'IREQ.

Les jauges 6 et 7 se situent à la même position Y, dans le dernier cordon de soudure (figure 25).

Tableau V

Contraintes résiduelles pour l'acier inoxydable 415

| Jauge | Distance (mm) | | (MPa) |
|-------|---------------|-------|------------|
| | "X" | "Y" | σ_x |
| 6 | 0 | 0 | -390 |
| 7 | 87 | 0 | -341 |
| 9 | 88 | 10.60 | 333 |
| 10 | 92 | 13.15 | 79 |
| 11 | 101 | 14 | 12 |
| 12 | 116 | 22.20 | -78 |
| 13 | 83 | 30 | -100 |

La distribution de la contrainte résiduelle $\sigma_x(y)$ est illustrée à la figure 26. La courbe de distribution de contrainte $\sigma_x(y)$ passe par trois zones de compression ou de tension. On constate que les extremums (jauge 7 et 9) sont presque équivalents en valeur absolue.

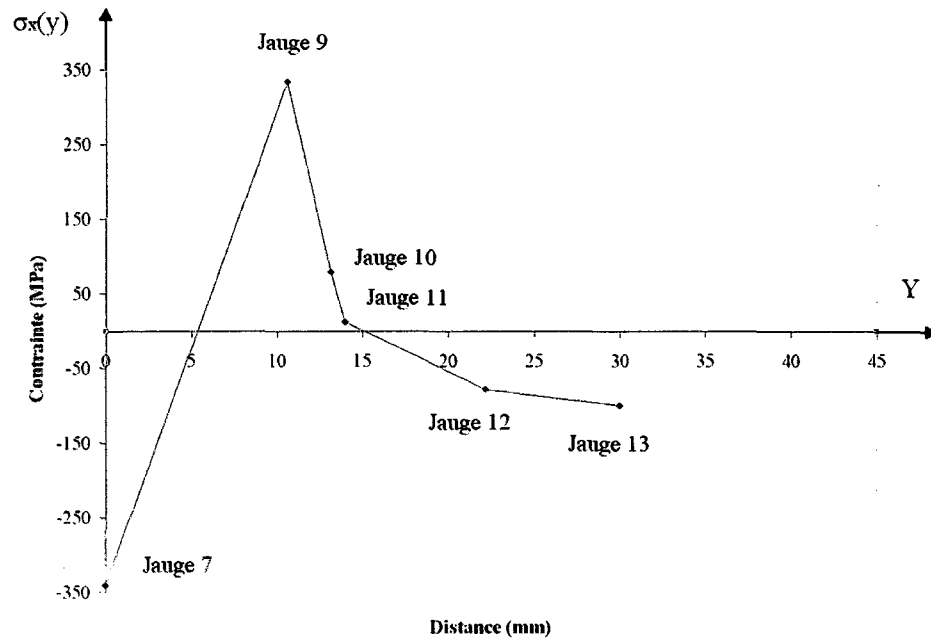


Figure 26 Contraintes résiduelles sur un échantillon d'acier 415 résultats de l'IREQ

3.3 Bilan du chapitre 3

Les résultats pris sur l'échantillon d'acier doux donnent une contrainte maximale longitudinale en tension dans le joint soudé, ce qui est similaire à ce que la norme ASM indique. Les résultats serviront à valider le modèle développé au chapitre 4 pour prédire la contrainte résiduelle maximale ($\sigma_x(y)$) dans les cordons de soudure d'acier doux.

Les résultats du laboratoire de l'IREQ indiquent une contrainte maximale en compression dans le cordon de soudure de l'acier inoxydable martensitique. On remarque qu'il y a trois zones de variation de la contrainte résiduelle longitudinale le long de l'axe Y. On a remarqué que les extremums des zones de tension et de compression sont presque équivalents en valeur absolue. Les résultats des mesures pris sur l'échantillon d'acier inoxydable 415 serviront à prédire l'intensité de la contrainte maximale ainsi qu'à valider le modèle développé au chapitre qui suit.

Les expériences faites sur la turbine seront traitées dans le chapitre 5.

CHAPITRE 4

MODÈLES DE PRÉDICTION DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES MAXIMALES

Ce chapitre a pour objectif ultime de prédire l'intensité de la contrainte maximale ($\sigma_x(y)$) dans un joint soudé d'acier martensitique à partir de points de mesure expérimentaux car il n'est pas toujours possible de mesurer les contraintes à cet endroit. Pour le modèle qui sera proposé, il est nécessaire d'utiliser une régression par la méthode des moindres carrés.

Dans un premier temps, un modèle a été développé afin de prédire la contrainte résiduelle maximale pour l'acier doux. Les résultats de prédiction des contraintes sont validés par des mesures expérimentales. Un modèle mathématique a été développé afin de prédire la contrainte résiduelle maximale pour l'acier inoxydable martensitique de type 415. Les résultats de prédiction des contraintes sont validés avec les points de mesure de laboratoire discutés au chapitre 3.

4.1 Régression non linéaire par la méthode des moindres carrés

Le modèle proposé utilise une régression non linéaire par la méthode des moindres carrés pour prédire la contrainte résiduelle maximale dans un joint soudé. Le problème consiste à faire passer une courbe théorique, régie par une loi mathématique ($f(b, s)$) en minimisant les écarts avec les points de mesure. La figure 27 illustre la courbe de distribution théorique avec les points expérimentaux et leurs écarts (e_i).

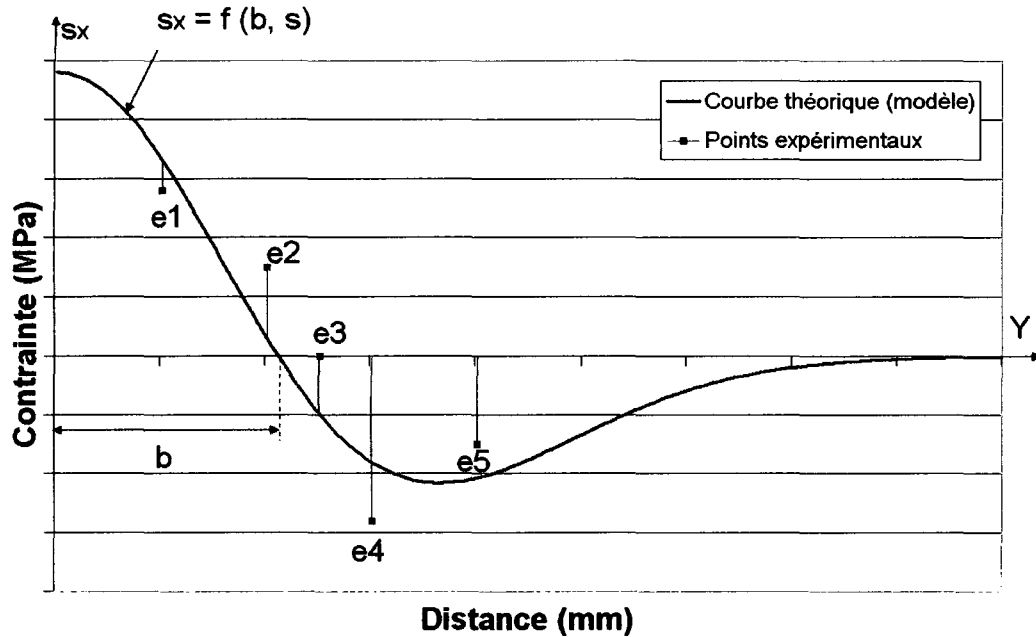


Figure 27 Courbe théorique vs points expérimentaux.

Sur ce graphique les paramètres sont les suivants :

$s_x = s_x(y) = \sigma_x(y)$: contrainte longitudinale en fonction de la position "Y",

b : largeur de la section en tension.

La méthode des moindres carrés permet de trouver une courbe qui minimise la somme des écarts avec les points de mesure expérimentaux. La somme des écarts peut aussi être appelée somme des erreurs dans le modèle. L'équation (4.1) permet de calculer la somme des erreurs au carré.

$$S = \sum_{i=1}^n (f(b_i, s_i) - f_i)^2 \quad (4.1)$$

où : $f(b_i, s_i)$ est la fonction de prédiction.

f_i sont les valeurs mesurées.

On obtient des valeurs optimales pour "b" et "s" lorsqu'on minimise la somme moyenne (s) des écarts. En d'autres mots, les dérivées partielles de l'équation 4.1 sont nulles selon "b" et "s" (équations 4.2 et 4.3).

$$\frac{\partial(S)}{\partial(b)} = 2 \sum_{i=1}^n (f(b_i, s_i) - f_i) * \frac{\partial f(b_i, s_i)}{\partial b} = 0 \quad (4.2)$$

$$\frac{\partial(S)}{\partial(s)} = 2 \sum_{i=1}^n (f(b_i, s_i) - f_i) * \frac{\partial f(b_i, s_i)}{\partial s} = 0 \quad (4.3)$$

Ces équations conduisent aux valeurs b et s minimisant la variable S de l'équation 4.1.

4.2 Prédiction de la contrainte résiduelle dans l'acier doux

La norme ASM et les articles discutés au chapitre 1 indiquent un état de contrainte résiduelle maximale ($\sigma_{x(y)}$) longitudinale en tension au niveau du joint soudé. La contrainte maximale est suivie d'une zone en compression qui diminue en s'éloignant du cordon de soudure sur l'axe des "Y" (figure 1). Il faut rappeler que l'état des contraintes dans les plaques est en équilibre. La figure 28 illustre la distribution de la contrainte résiduelle de surface ($\sigma_{x(y)}$) en superposition avec le joint soudé.

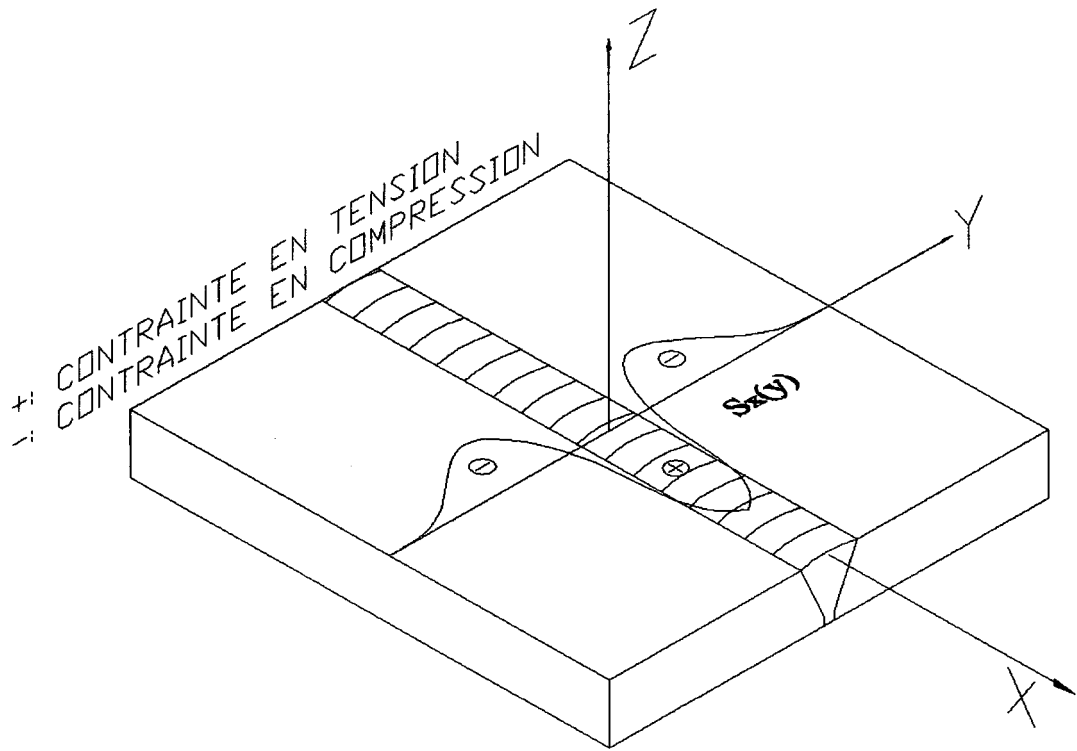


Figure 28 Distribution de la contrainte résiduelle de surface pour l'acier au carbone

Le problème consiste à faire passer une courbe théorique en minimisant les écarts de prédiction avec les points de mesure. L'équation (1.1) proposée par la norme ASM et réécrite en (4.4) permet de tracer la courbe de distribution de la contrainte longitudinale ($s_x(y)$) en fonction de l'intensité maximale de la contrainte (s_m), de la distance (y) par rapport à l'axe "Y" et de distance (b) de la zone en tension du joint soudé.

$$s_x(y) = s_m \left[1 - \left(\frac{y}{b} \right)^2 \right] \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{y}{b} \right)^2 \right] \quad (4.4)$$

L'équation que propose la norme ASM satisfait la condition d'équilibre dans les plaques d'acier soudées (4.5).

$$\int_0^b s_x(y)dy + \int_b^{\infty} s_x(y)dy = 0 \quad (4.5)$$

La figure 29 illustre la distribution de la contrainte résiduelle longitudinale théorique de l'acier doux.

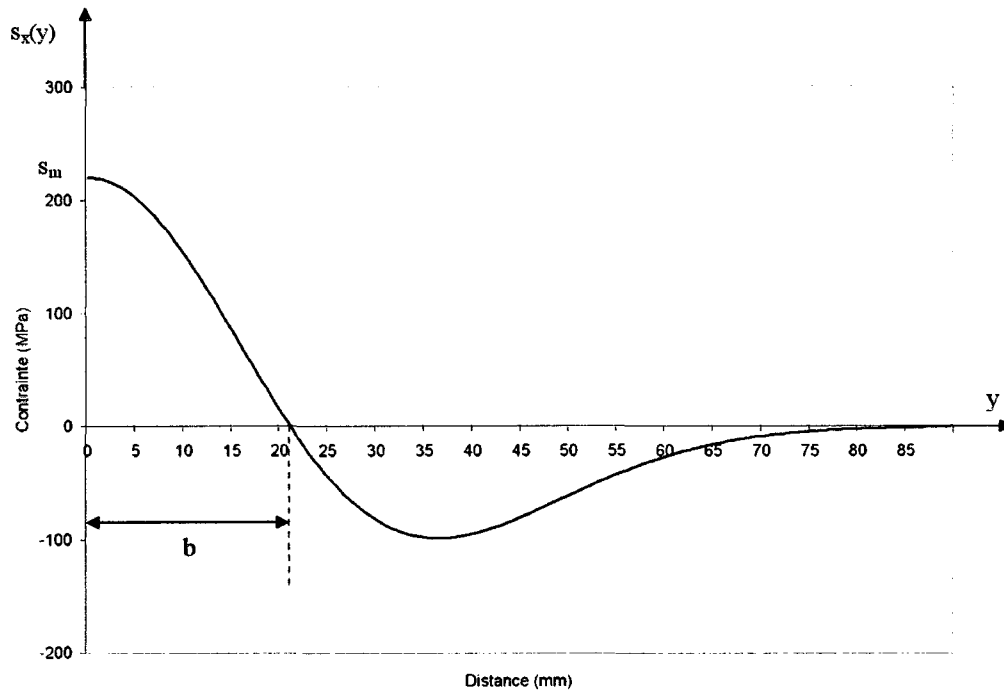


Figure 29 Distribution de la contrainte résiduelle ($s_x(y)$) pour l'acier au carbone

L'équation (4.4) possède deux inconnues s_m et b . Théoriquement un système à deux inconnues doit avoir un minimum de deux points de mesure pour obtenir des résultats. Cependant, la forme complexe de la courbe (voir figure 23) exige davantage de points de mesure afin de prédire adéquatement la contrainte résiduelle maximale ($\sigma_x(y)$). Le modèle de prédiction basé sur les équations (4.1) à (4.4) fera appel à la méthode du simplex pour obtenir les valeurs b et s_m optimales.

4.2.1 Organigramme du programme de solution pour l'acier au carbone

Le principe de l'optimisation par méthode numérique est de calculer une séquence de nouveaux points qui sont approximatifs et améliorés. L'organigramme à la figure 30 illustre les étapes de calcul itératif du modèle. La figure 31 montre le sous programme qui calcule la somme des erreurs.

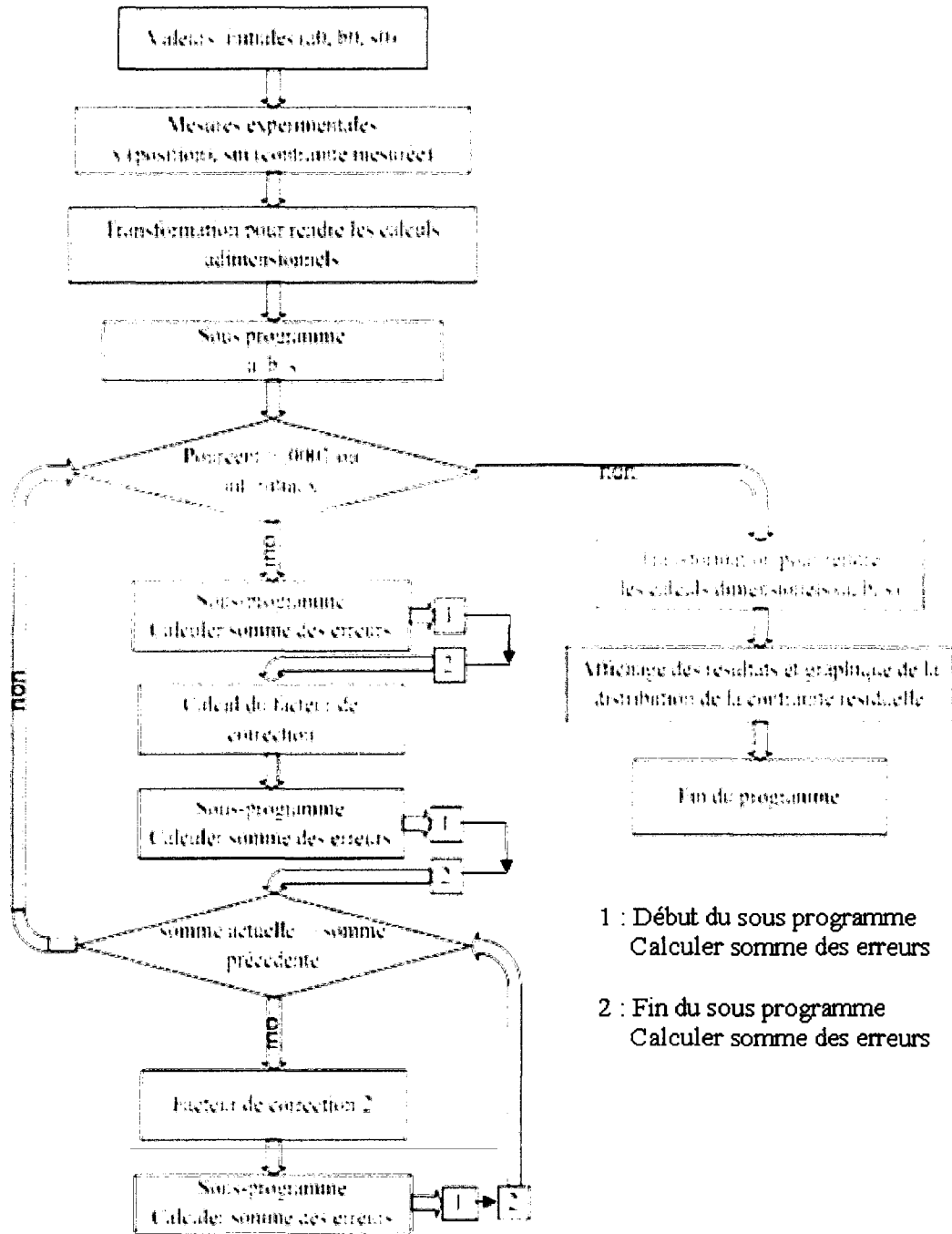


Figure 30 Organigramme pour le programme de l'acier au carbone

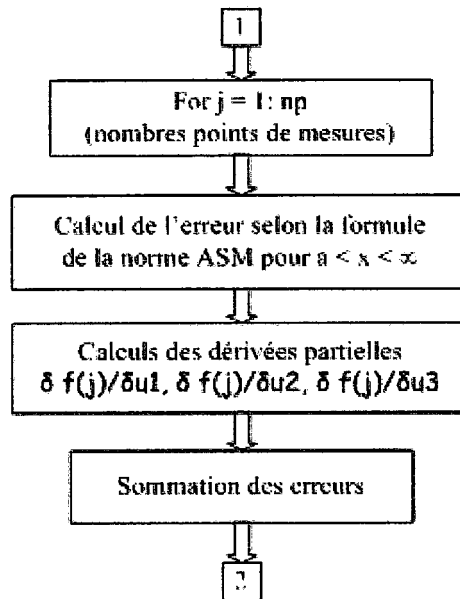


Figure 31 Sous programme somme des erreurs pour l'acier doux

Cette section a permis de présenter le modèle d'estimation de l'intensité de contrainte maximale à partir de points de mesure expérimentaux. Ce modèle adapte la relation de la norme ASM (équation 4.4) aux points de mesure expérimentaux par la méthode du simplex.

4.2.2 Validation de la prédiction de contraintes pour l'acier doux

Afin de valider le modèle proposé, il est nécessaire d'avoir des résultats expérimentaux fiables. Les simulations sont faites avec les valeurs de $\sigma_x(y)_{\text{mesuré}}$ du tableau VI. Ce tableau reproduit les mesures tirées de la référence [2] et déjà présentées au tableau IV du chapitre 3.

Tableau VI

Résultats de l'essai sur l'échantillon d'acier doux
(4^{ème} passe de soudure) tirées de la référence [2]

| Position " Y " (mm) | 0 | 10 | 20 | 25 | 30 | 40 |
|-------------------------------|-----|-----|----|----|------|------|
| $\sigma_x(y)$ mesuré (MPa) | 220 | 140 | 75 | 0 | -200 | -120 |

Cette première simulation tente de prédire la contrainte maximale au centre du cordon de soudure sans considérer la mesure prise de 220 MPa. Cette simulation est faite avec cinq points de mesure qui ont comme valeur 140, 75, 0, -200 et -120 MPa. La figure 32 illustre la courbe de distribution de la contrainte résiduelle. Les cercles représentent les cinq valeurs utilisées lors de la simulation. Le losange montre la valeur mesurée au centre de la soudure de l'échantillon. La prédiction de la contrainte avec cinq points de mesure est de 268 MPa, ce qui donne un écart de 12% avec 240 MPa. La valeur de 240 MPa représente la limite supérieure de la valeur mesurée maximale de 220 MPa au centre du cordon de soudure. La marge d'erreur est de ± 20 MPa pour les mesures prises par rayon X.

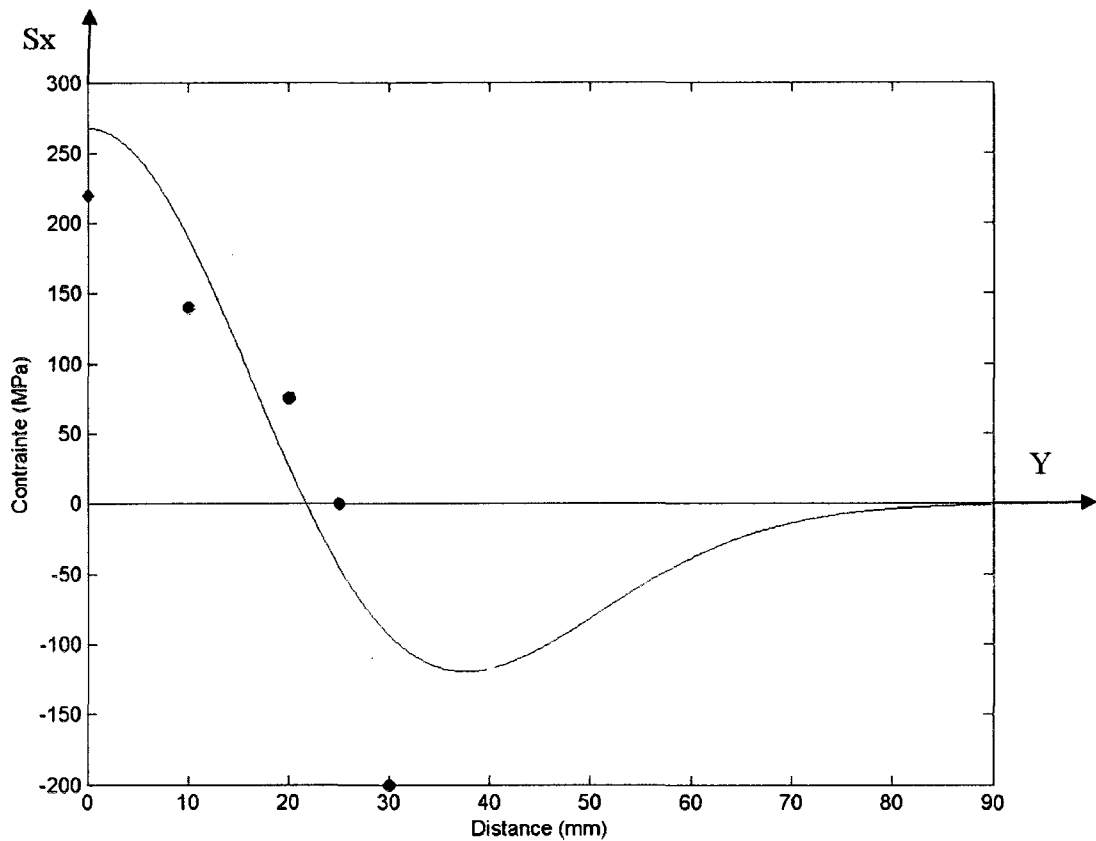


Figure 32 Simulation avec cinq points de mesure pour l'acier doux

La prochaine série de simulations tente de prédire la contrainte maximale dans l'acier doux qui se situe au centre du cordon de soudure toujours sans considérer la mesure prise de 220 ± 20 MPa. Les simulations sont faites avec quatre des cinq points de mesure, on enlève un point de mesure en alternance par simulation. L'objectif est d'illustrer une façon d'éliminer les points de mesure qui pourraient comporter une erreur d'estimation. Cinq prédictions sont ainsi faites en éliminant un des points à tour de rôle. Le tableau VII donne les résultats de prédiction de la contrainte ainsi que les points de mesure utilisés.

Tableau VII

Résultats de prédiction de la contrainte dans l'acier doux

| | $\sigma_x(0)$ (MPa) | Valeurs de $\sigma_x(y)$ mesuré utilisé pour les simulations (MPa) | | | | |
|--------------|------------------------|---|----|---|------|------|
| | | | | | | |
| Simulation 1 | 267 | 140 | 75 | 0 | -200 | - |
| Simulation 2 | 210 | 140 | 75 | 0 | - | -120 |
| Simulation 3 | 287 | 140 | 75 | - | -200 | -120 |
| Simulation 4 | 267 | 140 | - | 0 | -200 | -120 |
| Simulation 5 | 362 | - | 75 | 0 | -200 | -120 |

La simulation deux donne une prédiction de 210 MPa qui se situe dans la marge d'erreur de la méthode de mesure par rayon X. La valeur mesurée est de 220 ± 20 MPa.

La figure 33 illustre les cinq courbes de prédiction faites avec les valeurs du tableau VII. Les cercles représentent les mesures utilisées lors des simulations et le losange représente la valeur mesurée au centre de la soudure.

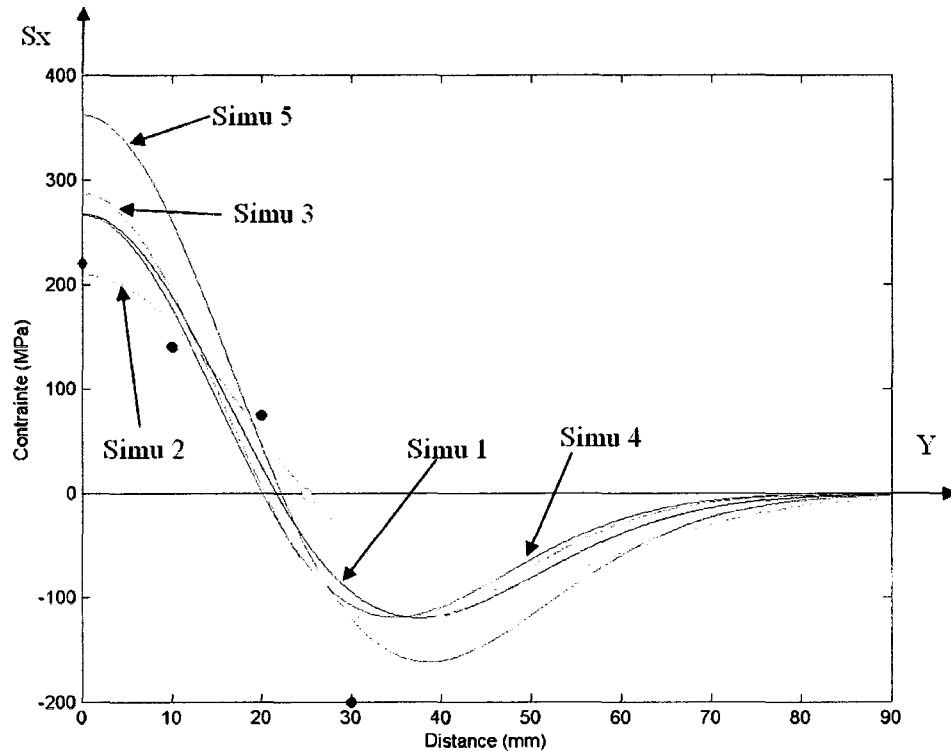


Figure 33 Cinq simulations avec quatre points de mesure pour l'acier doux

4.3 Programme de prédiction des contraintes pour l'acier inoxydable martensitique

Les résultats expérimentaux de l'IREQ permettent de constater que l'acier inoxydable 415 a une courbe de distribution particulière et différente de celle associée aux aciers doux. La figure 34 illustre la distribution de la contrainte résiduelle longitudinale théorique de l'acier inoxydable martensitique qui est tirée d'une simulation faite avec le modèle développé. On constate que la contrainte maximale est en compression dans le joint de soudure.

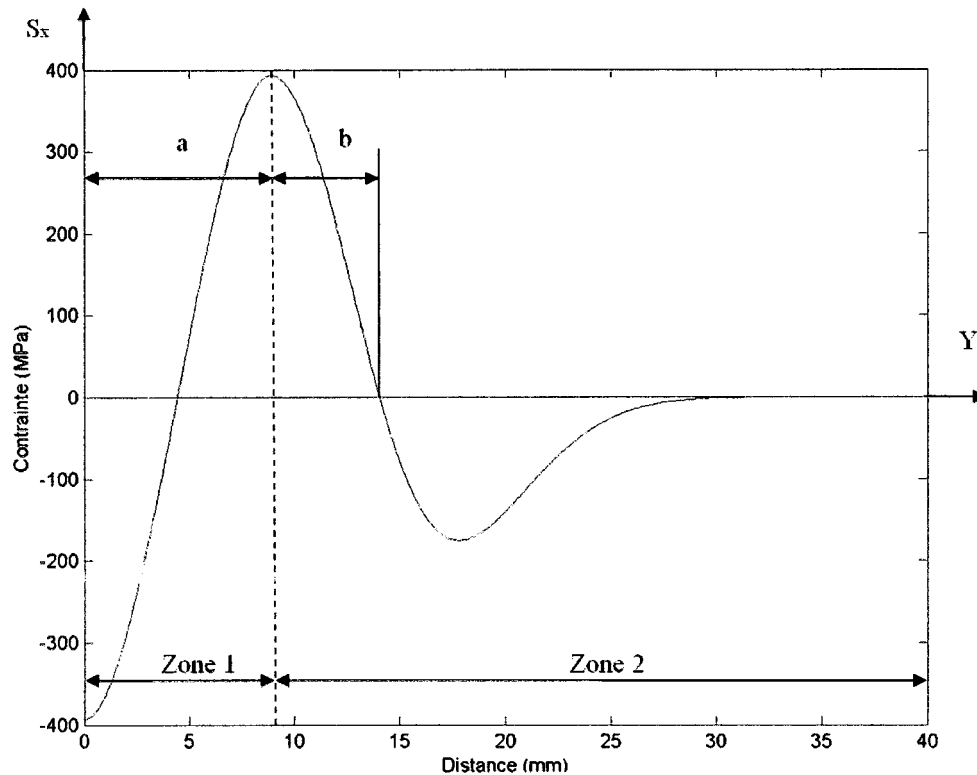


Figure 34 Distributions de la contrainte pour l'acier inoxydable 415

La distribution de la figure 34 présente trois points d'inflexion, comparativement à deux dans le cas des aciers doux. Aussi, afin de décrire correctement ce comportement, une approche par zones finies a été utilisée : la distribution est scindée en deux zones, chacune associée à une fonction d'estimation. La zone un est comprise en $y \in [0 - a]$ et la deuxième s'étend de $y \in [a - \infty[$ (figure 34). La forme de cette seconde zone sera représentée par l'équation de la norme ASM pour les aciers doux. En ce qui concerne la première zone, la forme de la courbe exige deux points d'inflexion, ce qui pourra être produit par le polynôme de degré trois de l'équation 4.6 (a). L'équation 4.6 (b) représente sa dérivée.

$$s_x(y) = c_0 + c_1\left(\frac{y}{a}\right) + c_2\left(\frac{y}{a}\right)^2 + c_3\left(\frac{y}{a}\right)^3 \quad (4.6 \text{ (a)})$$

$$s'_x = \left(\frac{c_1}{a}\right) + 2\left(\frac{c_2}{a}\right)y + 3\left(\frac{c_3}{a}\right)y^2 \quad (4.6 \text{ (b)})$$

Il faut maintenant déterminer les valeurs de c_0 , c_1 , c_2 et c_3 avec les quatre conditions suivantes (4.7, 4.8, 4.9 et 4.10).

$$y = 0 \quad s_x(y) = r \quad \text{donc} \quad c_0 = r; \quad (4.7)$$

$$y = a \quad s_x(y) = s \quad \text{donc} \quad s - r = c_1 + c_2 + c_3; \quad (4.8)$$

$$y = 0 \quad s'_x(y) = 0 \quad \text{donc} \quad 0 = c_1; \quad (4.9)$$

$$y = a \quad s'_x(y) = 0 \quad \text{donc} \quad 0 = 2c_2 + 3c_3; \quad (4.10)$$

Avec les conditions (4.8) et (4.10), on trouve maintenant les valeurs de c_2 et c_3 .

$$c_2 = 3(s - r) \quad (4.11)$$

$$c_3 = -2(s - r) \quad (4.12)$$

En remplaçant c_2 par (4.11) et c_3 par (4.12) dans l'équation 4.6, on obtient :

$$s_x(y) = r + (s - r) \left[3\left(\frac{y}{a}\right)^2 - 2\left(\frac{y}{a}\right)^3 \right] \quad (4.13)$$

La relation (4.13) satisfait les conditions d'équilibre lorsqu'on impose une égalité à "r" et "s" en valeurs absolues tel que démontré à (4.14) et (4.15). Les résultats de l'IREQ des jauges sept et neuf du tableau V montrent que les extremums sont presque égaux en valeurs absolues ce qui nous permet d'imposer cette condition. En imposant cette

condition on simplifie la prise de mesure puisqu'il n'est pas nécessaire de prendre des mesures dans la zone 1 et on élimine ainsi l'inconnue "r". Il est seulement nécessaire de prendre des mesures dans la zone 2 pour déterminer la valeur de la contrainte maximale s puisque "r" et "s" sont identiques en valeur absolue (4.14).

$$|r| = |s| \quad (4.14)$$

$$\int_0^a s_x(y) dy = 0 \quad (4.15)$$

L'équation (4.16) de la norme ASM va représenter la distribution de la contrainte dans la deuxième partie de la courbe ($a < y \leq \infty$).

$$s_x(y) = s \left[1 - \left(\frac{y}{b} \right)^2 \right] \exp \left[-\frac{1}{2} * \left(\frac{y}{b} \right)^2 \right] \quad (4.16)$$

L'équation (4.16) proposée par la norme satisfait les conditions d'équilibres de (4.17).

$$\int_a^{\infty} s_x(y) dy = 0 \quad (4.17)$$

Finalement, la courbe de distribution de la contrainte ($\sigma_x(y)$) est représentée par l'équation (4.18).

$$s_x(y) = \left(r + (s-r) \left[3 \left(\frac{y}{a} \right)^2 - 2 \left(\frac{y}{a} \right)^3 \right] \right)_0^a + \left(s \left[1 - \left(\frac{y}{b} \right)^2 \right] \exp \left[-\frac{1}{2} * \left(\frac{y}{b} \right)^2 \right] \right)_a^{\infty} \quad (4.18)$$

Puisque les équations (4.6) et (4.16) satisfont les conditions d'équilibre par partie, l'équation (4.18) satisfait de manière implicite l'équation (4.19).

$$\int_0^a s_x(y)dy + \int_a^{\infty} s_x(y)dy = 0 \quad (4.19)$$

L'équation (4.18) possède trois inconnues a, b et s puisqu'on impose une condition d'égalité entre r et s en valeur absolue (équation 4.14). Théoriquement un système à trois inconnues doit avoir un minimum de trois points de mesure pour obtenir des résultats. Néanmoins compte tenu de la forme de la courbe ou des erreurs de mesure, il vaut mieux avoir au moins quatre points de mesure pour prédire la contrainte résiduelle ($\sigma_x(y)$) adéquatement.

4.3.1 Organigramme du programme pour l'acier inoxydable martensitique 415

Le modèle de prédiction de la contrainte développé pour l'acier doux a été modifié afin qu'il puisse inclure l'équation (4.13). La programmation diffère au niveau du calcul de la somme des erreurs. Le sous programme de la figure 35 présente les différences. Par contre, tout le reste de l'organigramme est le même que celui de l'acier doux (figure 30). Le programme de prédiction de la contrainte maximale dans un joint d'acier inoxydable martensitique de type 415 est décrit en détails à l'annexe 3.

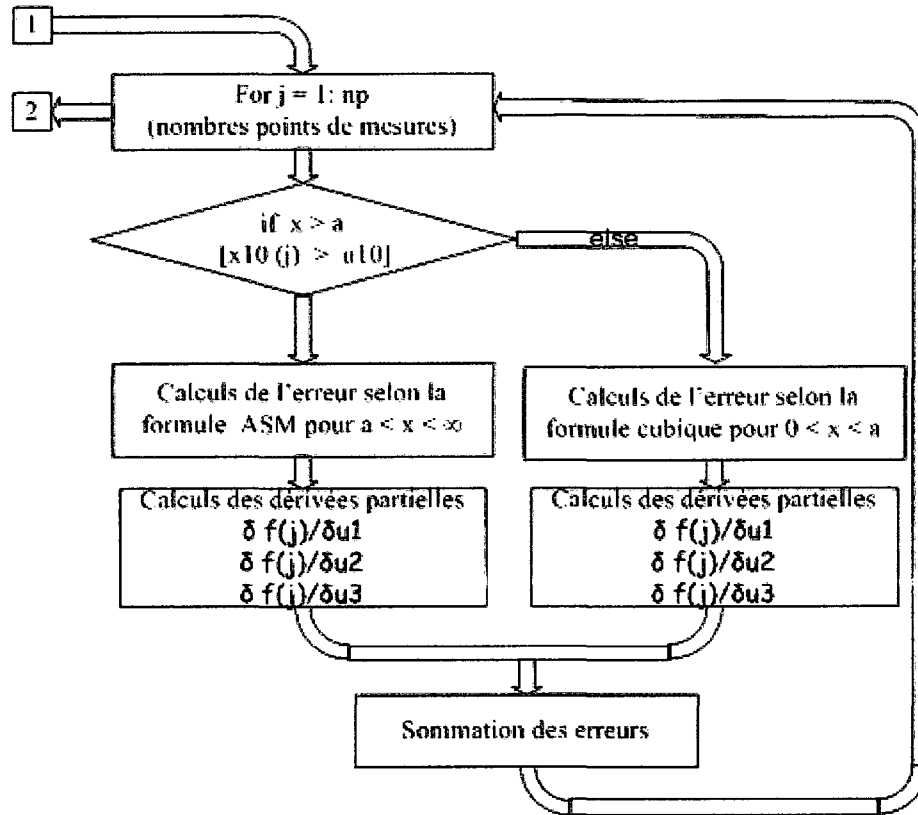


Figure 35 Sous programme somme des erreurs pour l'acier 415

4.3.2 Validation de la prédiction de contraintes pour de l'acier inoxydable martensitique

Les valeurs de $\sigma_{x(y)}_{mesuré}$ du tableau VIII proviennent de l'essai sur l'échantillon d'acier inoxydable martensitique du tableau II au chapitre 3.

Tableau VIII

Résultats de l'essai sur l'échantillon d'acier 415 de l'IREQ

| | | | | | | |
|---------------------------------|------|------|-------|----|------|------|
| Position " Y " (mm) | 0 | 10.6 | 13.15 | 14 | 22.2 | 30 |
| $\sigma_{x(y)}$ mesuré (MPa) | -341 | 333 | 79 | 12 | -78 | -100 |

La première simulation est faite avec les cinq points de mesure. On tente de prédire la contrainte maximale au centre du cordon de soudure sans considérer la mesure prise de -341 MPa. La figure 36 illustre la courbe de distribution de la contrainte résiduelle. Les cercles représentent les valeurs utilisées lors de la simulation et le losange indique la valeur mesurée au centre de la soudure de l'échantillon. La prédiction de la contrainte est de -405 MPa, ce qui donne un écart de 12% avec -361 MPa. La valeur de -361 MPa représente la limite supérieure de la valeur mesurée maximale de -341 MPa au centre du cordon de soudure. La marge d'erreur est de ± 20 MPa pour les mesures prises avec des jauges percées.

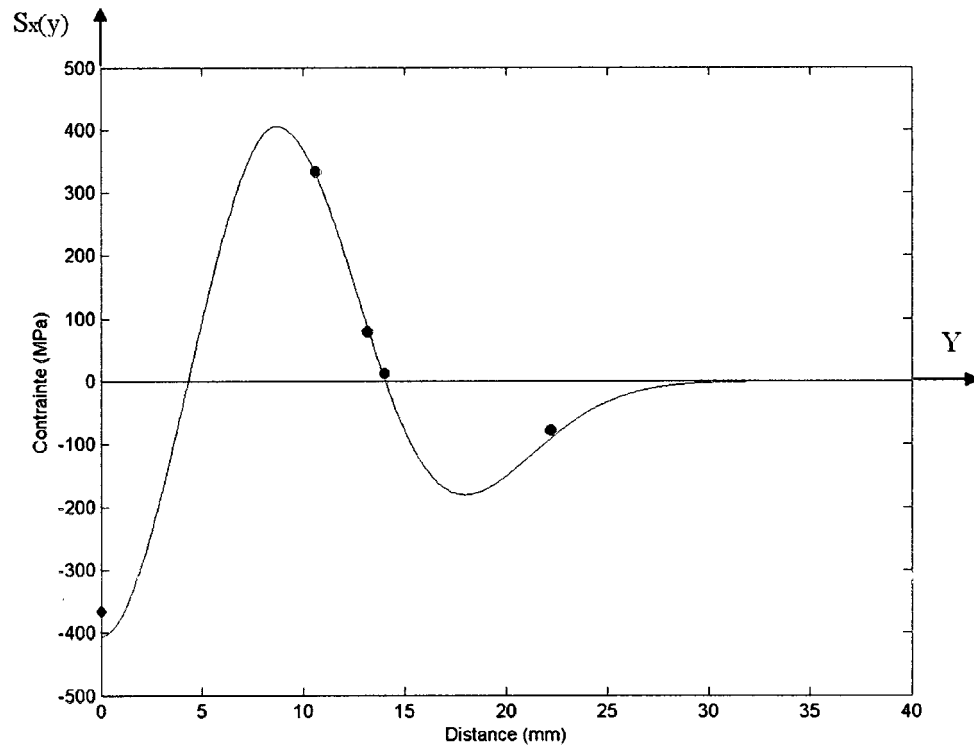


Figure 36 Simulation avec cinq points de mesure pour l'acier inoxydable 415

La prochaine série de simulations prédit la contrainte maximale à partir de quatre points de mesure. Comme précédemment, il s'agit ici d'étudier une façon acceptable d'identifier un ou des points mesure erronés. La mesure de -341 MPa au centre du cordon de soudure n'est pas prise en considération lors des simulations. Cinq prédictions sont faites en éliminant un des points à tour de rôle parmi les cinq points du tableau IIX. Le tableau IX donne les résultats de prédiction de la contrainte selon les points de mesure utilisés.

Tableau IX

Résultats de prédiction de la contrainte dans l'acier 415

| | $\sigma_x(0)$ (MPa) | Valeurs de $\sigma_x(y)$ mesuré utilisé pour les simulations (MPa) | | | | |
|--------------|------------------------|---|----|----|-----|------|
| | | | | | | |
| Simulation 1 | -393 | 333 | 79 | 12 | -78 | - |
| Simulation 2 | -639 | 333 | 79 | 12 | - | -100 |
| Simulation 3 | -412 | 333 | 79 | - | -78 | -100 |
| Simulation 4 | -395 | 333 | - | 12 | -78 | -100 |
| Simulation 5 | -230 | - | 79 | 12 | -78 | -100 |

On constate que la première simulation donne une valeur de -393 MPa au centre du cordon de soudure, ce qui représente un écart de 9% avec la contrainte mesurée. Cet écart est calculé avec la limite supérieure (-341±20 MPa) de la valeur mesurée maximale à cet endroit. Les mesures prises par la méthode des jauges percées ont une marge d'erreur qui est de ±20 MPa. Les simulations trois et quatre, donnent des prédictions de -395 et -412 MPa respectivement.

La figure 37 illustre les cinq courbes de prédictions faites avec les valeurs du tableau IX. Les cercles représentent les mesures utilisées lors des simulations et le losange représente la valeur mesurée de -341 MPa au centre de la soudure. On constate que les simulations un, trois et quatre sont presque identiques.

Les simulations 2 et 5 ont des écarts de 77% et 28% respectivement. Ces écarts sont calculés avec les limites supérieure (-361 MPa) et inférieure (-321 MPa) de la valeur mesurée. Les simulations 2 et 5 sont faites avec les valeurs de -100 et 12 MPa. Ces deux points semblent erronés.

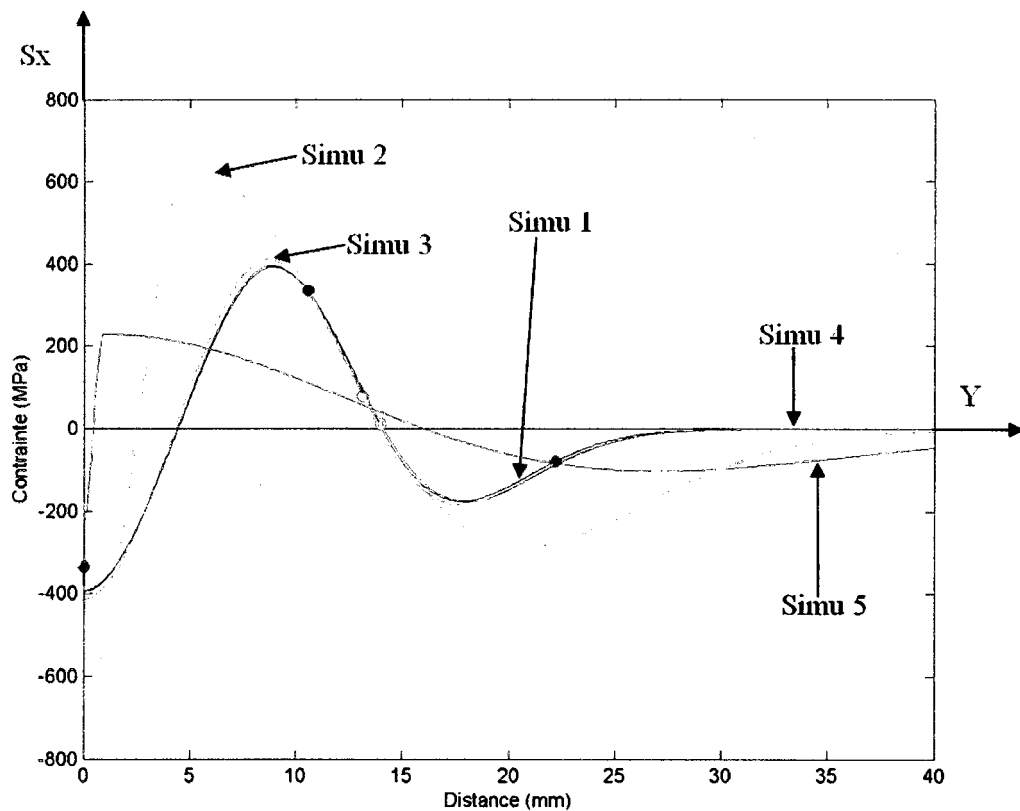


Figure 37 Cinq simulations avec quatre points de mesure pour l'acier inox 415

4.4 Bilan du chapitre 4

Un modèle a été développé afin de prédire la contrainte résiduelle maximale dans un joint soudé pour l'acier doux. En utilisant l'expression proposée par la norme ASM avec cinq points de mesure on arrive avec un écart de 12% de la limite supérieure de 240 MPa, prise au centre du cordon. Une deuxième série de simulations a été faite avec quatre points de mesure. Ceci dans le but de valider la méthode dans des conditions où il n'est pas possible de prendre cinq points de mesure. Le meilleur résultat de prédiction donne 210 MPa qui se situe dans la marge d'erreur de la méthode de mesure par rayon X.

Un autre modèle a été développé pour prédire la contrainte maximale dans un joint d'aciers inoxydable martensitique. Il a fallu considérer la distribution en zones finies et combiner la relation utilisée pour l'acier doux à un polynôme de degré 3. En utilisant l'expression développée avec cinq points de mesure on arrive avec un écart de 12% de la limite supérieure de -361 MPa, prise au centre du cordon. Une deuxième série de simulations a été faite avec quatre points de mesure. Ceci toujours dans le but de valider la méthode dans des conditions où il n'est pas possible de prendre cinq points de mesure comme dans le cas de la turbine. Le meilleur résultat de prédiction est de -393 MPa ce qui donne un écart de 9% avec la limite supérieure de -361 MPa.

Le modèle numérique développé pour prédire la contrainte résiduelle maximale ($\sigma_x(y)$) dans l'acier inoxydable martensitique pourra être utilisé pour la prédiction dans un joint soudé de turbine faite d'acier inoxydable (CA-6NM) à partir de mesures prises en chantier.

CHAPITRE 5

ESSAIS EN CHANTIER

Le but de ces essais est de quantifier et de suivre l'évolution du niveau des contraintes résiduelles, d'un joint soudé d'une turbine en cours de fabrication.

La turbine est fabriquée à partir de l'acier inoxydable martensitique coulé de type CA-6NM. Elle est composée d'une couronne, de 15 aubes et d'une ceinture. Toutes les composantes ont subi un traitement thermique à la fonderie dans le but d'éliminer les contraintes résiduelles pouvant s'y être accumulées. L'état de contraintes initial des composantes est donc considéré comme nul au départ.

Les étapes de fabrication de la turbine sont l'usinage, le soudage et le traitement thermique de revenu. Le matériau d'apport lors de la soudure est l'acier inoxydable 410 NIMO. Il a été décidé de suivre l'évolution des contraintes de l'aube #13 pendant les étapes de la fabrication. La figure 38 illustre les composantes qui constituent une turbine (couronne, aubes et ceinture) ainsi que les positions des points de mesure près de l'entrée et de la sortie de l'eau. La figure 39 montre la position de la turbine pendant le soudage.

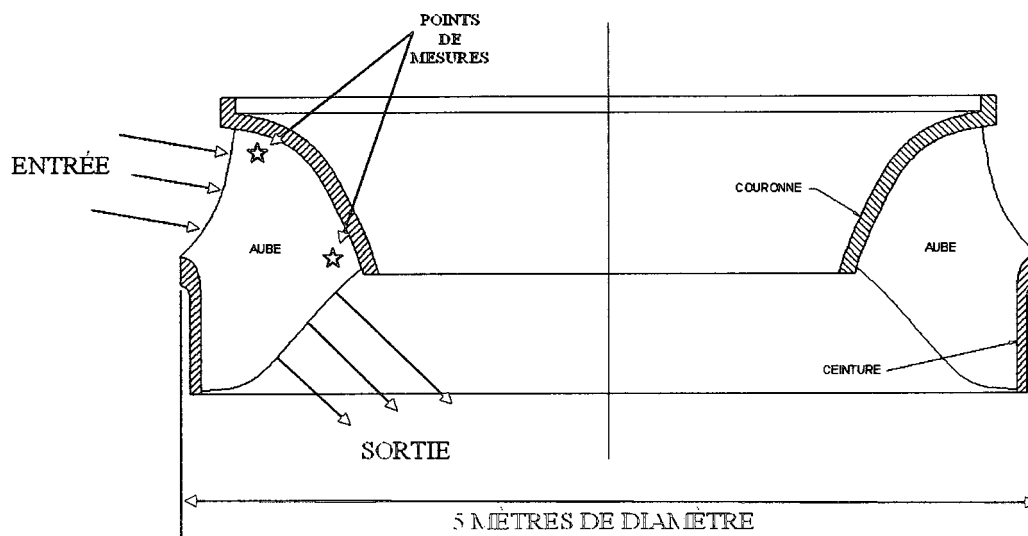


Figure 38 Composantes d'une turbine

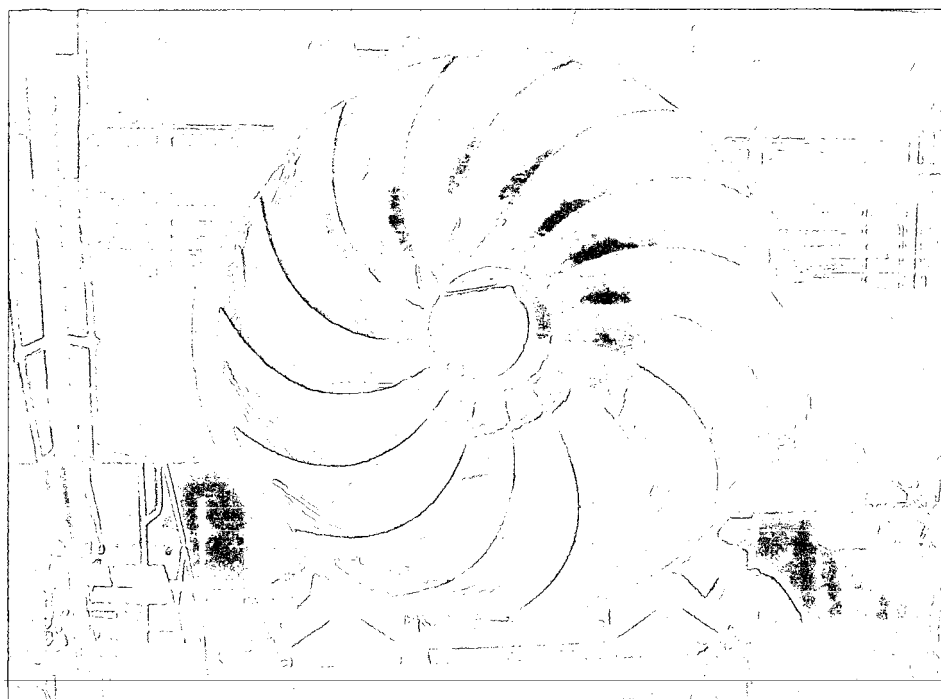


Figure 39 Turbine lors du soudage

Les résultats obtenus avec des jauges sont présentés sous forme de contraintes. Il importe d'autre part de vérifier que les mesures réalisées demeurent dans le domaine élastique. Si la déformation mesurée excédait la limite élastique, alors l'analyse devrait se faire à partir des déformations, sachant que la relation entre les contraintes et les déformations n'est pas linéaire.

Le tableau X montre le plan des mesures prises sur la turbine en chantier.

Tableau X

Mesures durant les étapes de fabrication d'une turbine

| Étapes de fabrication | Section dans le chapitre | Paramètres mesurés | Techniques employées | Types de mesures |
|---------------------------------|--------------------------|----------------------------|----------------------|------------------|
| Après usinage | 5.1 | Contrainte | Jauges percées | Absolue |
| Pendant Soudage | 5.2.1 | Température | Thermocouples | Relative |
| | 5.2.2 | Variation de la contrainte | Jauges soudables | |
| Après soudage | 5.4 | Contrainte | Jauges percées | Absolue |
| | 5.5 | Variation de la contrainte | Jauges soudables | Relative |
| Pendant le Traitement thermique | 5.6 | Variation de la contrainte | Jauges soudables | Relative |
| Après T.T. | 5.7 | Contrainte | Jauges percées | Absolue |

5.1 Mesures après usinage avec des jauges percées

Le but de ces mesures est de déterminer le niveau de contrainte résiduelle après l'usinage des aubes. Nous avons utilisé des jauges percées (norme ASTM-E37) et calculé les contraintes avec la méthode de séries de puissances pour des champs de contraintes non uniformes.

Une première série de mesures pendant la fabrication de la turbine a été faite sur l'aube #13, mais n'a pas donné de résultats concluants. En effet, cette méthode de mesure demande beaucoup de minutie et de temps, deux paramètres importants qui ne peuvent se réunir dans un atelier de fabrication. Il faut compter 3 à 4 heures pour la prise de mesure d'un seul point, la préparation de la surface où la jauge doit être collée est un facteur déterminant. Il a été décidé de prendre des mesures sur les aubes d'une autre turbine similaire.

Les mesures de contraintes résiduelles ont été prises sur les aubes du projet SM-3, turbine faite du même matériau et ayant subi le même type d'usinage. Six points de mesure ont été vérifiés dans le but d'établir un niveau de contrainte sur deux aubes. Trois mesures sont faites au centre de chaque aube (figure 40).

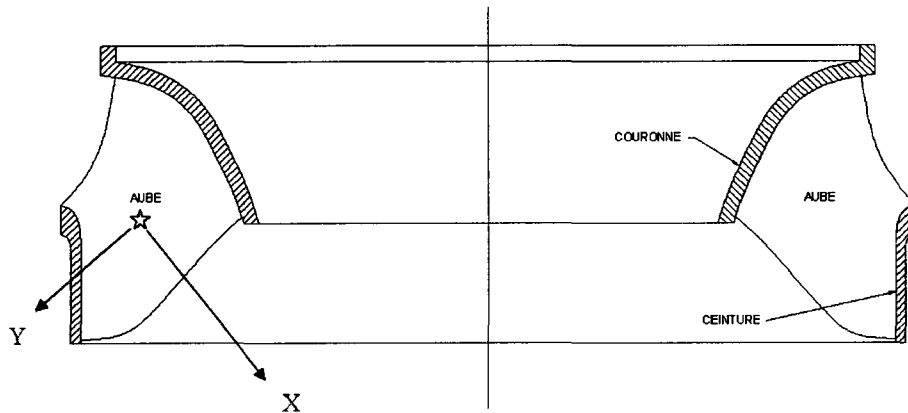


Figure 40 Position des points de mesure sur l'aube

Les résultats du tableau XI nous permettent de constater que le procédé d'usinage induit des contraintes résiduelles en tension à la surface des aubes et nous indiquent que les champs de contraintes ont une distribution non uniforme. Les contraintes longitudinales varient de 52 à 242 MPa en tension alors que les contraintes transversales varient de 37 à 268 MPa. On remarque que les contraintes $\sigma_x(y)$ et $\sigma_y(y)$ se comportent de façon similaire du point de vue de l'intensité de la contrainte. Si l'aube était bridée la contrainte $\sigma_y(y)$ serait plus grande que la contrainte $\sigma_x(y)$. Les contraintes calculées selon le critère de von Mises varient de 49 à 256 MPa.

Tableau XI

Mesures après usinage (valeur absolue)

| | | σ_x (MPa) | σ_y (MPa) | τ_{xy} (MPa) | $\sigma_{\text{von Mises}}$ (MPa) |
|--------|-----------|------------------|------------------|-------------------|-----------------------------------|
| Aube 1 | Rosette 1 | 185 | 199 | 34 | 201 |
| | Rosette 2 | 134 | 89 | -10 | 119 |
| | Rosette 3 | 52 | 37 | 9 | 49 |
| Aube 2 | Rosette 1 | 96 | 126 | -12 | 116 |
| | Rosette 2 | 242 | 268 | -10 | 256 |
| | Rosette 3 | 179 | 172 | 38 | 187 |

5.2 Mesures durant le soudage

Le but des mesures en continu est de faire le lien entre les températures et les déformations pendant le soudage de l'aube sur la couronne. Nous mesurons la variation de contraintes pendant le soudage avec des jauges biaxiale LWK et les températures avec des thermocouples de type K sur l'aube et la couronne de la turbine (voir annexe 4). La saisie automatique des données a été faite par un système d'acquisition spécifiquement conçu par une équipe de l'ÉTS selon les besoins du projet. Le système a été conçu pour prendre des mesures avec des jauges de 350 ohms. Il a été calibré avec un simulateur de déformation fourni par Vishey (le fabricant des jauges).

Il a été décidé de prendre 32 points de mesure distribués sur huit zones (numérotées 100, 200, 300, 400, 500, 600, 700 et 800), quatre sur la couronne (100,300, 500 et 700), et quatre sur l'aube (200, 400, 600 et 800) de la turbine. Chaque zone compte quatre points de mesure. La figure 41 permet de visualiser la disposition des zones (dessin technique à l'annexe 6). Chaque point de mesure (jauge biaxiale) enregistre les

déformations longitudinales (axe "X") et les déformations transversales (axe "Y") au cordon de soudure. Une étude thermique a été faite en usine pour déterminer la position des jauges. L'objectif était de placer les jauges en fonction des températures maximales atteintes pendant le soudage.

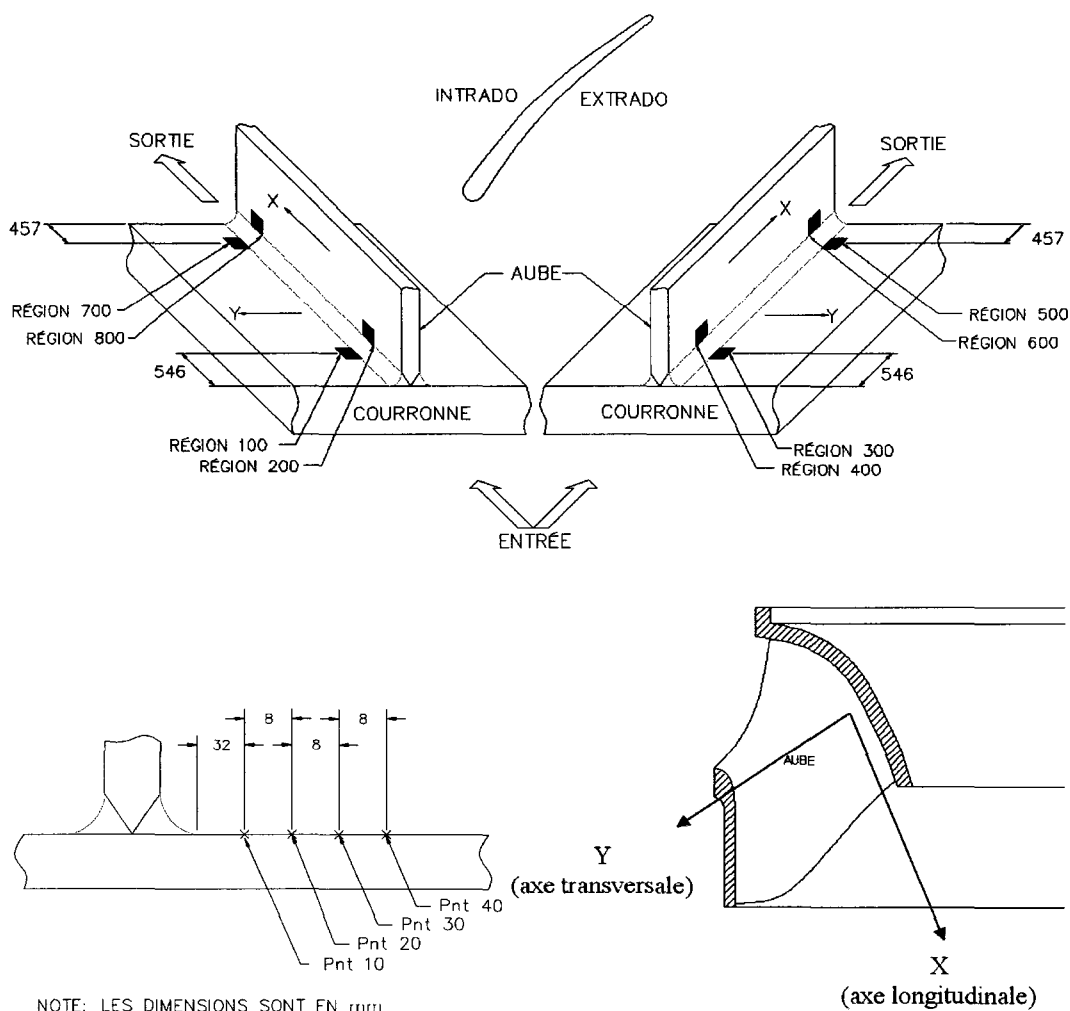


Figure 41 Région type des points de mesure

Les mesures ont été faites sur l'aube #13, l'avant dernière aube à être soudée parmi les 15 formant l'ensemble de la turbine du projet. Il y a deux types de mesures effectuées, l'une en continu avec le système d'acquisition de données et l'autre dite ponctuelle.

Le système d'acquisition de données a permis l'enregistrement de seize jauges de déformation simultanément sur les deux premiers points des zones 100, 200, 300 et 400 situées à 546 mm du bord d'attaque de l'aube. La figure 42 représente la disposition des points de mesure de toutes les régions.

Les jauges ont été branchées de façon à ce qu'elles soient compensées thermiquement pendant l'acquisition de données. Le système a permis d'enregistrer plus de 850 000 données pendant la soixantaine d'heures qu'a exigée l'opération de soudage de l'aube #13 sur la couronne.

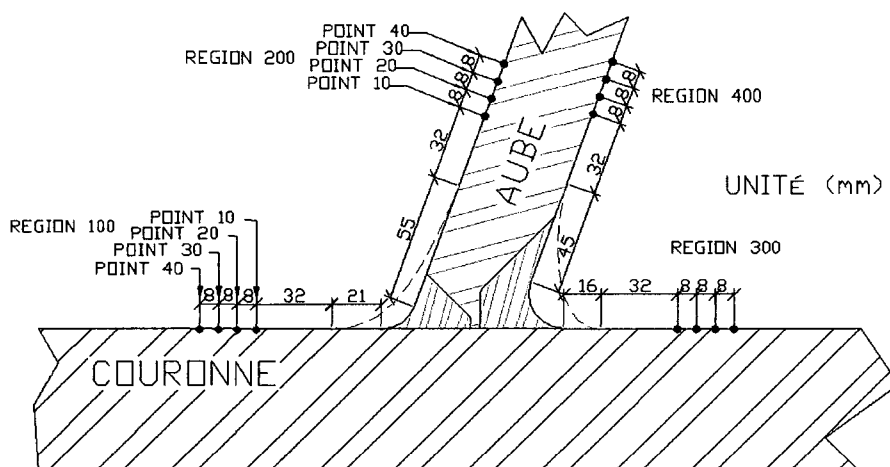


Figure 42 Points de mesure durant le soudage au bord d'attaque

Les lignes pointillées du joint représentent le matériel d'apport ajouté en surépaisseur puis enlevé par le procédé d'arc-air. Le rayon de 15 mm final est obtenu par le procédé de meulage. Cette façon de faire permet de réduire les contraintes résiduelles, puisque la chaleur créée lors du dépôt des cordons de soudure formant la surépaisseur est

suffisante pour faire un revenu sur le matériau préalablement déposé. La figure 43 représente la séquence de soudage de fabrication de la turbine. L'aube est soudée en huit sections, d'abord l'intrados (sections 5, 6, 7, 8) puis l'extrados (sections 1, 2, 3, 4). Les aubes sont d'abord soudées sur la ceinture puis soudées sur la couronne.

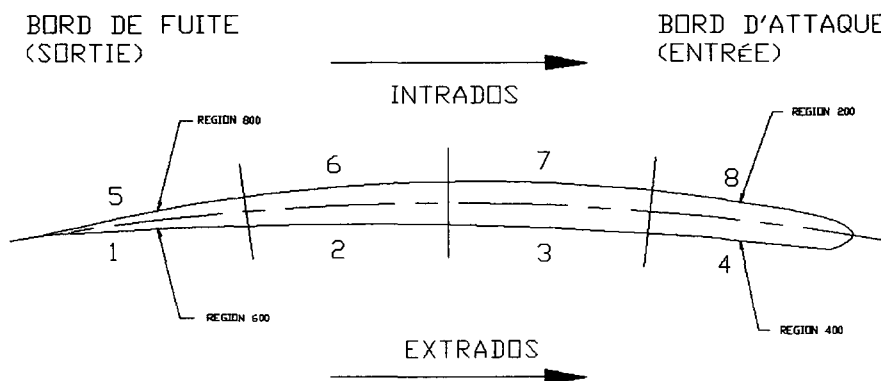


Figure 43 Séquence de soudage

5.2.1 Températures lors du soudage

Le système d'acquisition de données a permis l'enregistrement de seize températures à l'aide de thermocouples distribués sur les deux premiers points dans les zones 100 à 800. Les thermocouples des zones 300, 400 et 600 ont été détruits au cours du soudage. Pour la couronne, les résultats de la figure 44 indiquent que les températures sont bien contrôlées durant le procédé. Elles ne dépassent que légèrement la limite de température permise par la procédure de la compagnie (200°C). Le thermocouple TC-110 (zone 100 et point 1) se situe à 32 mm du cordon de soudure tel que montré à la figure 42.

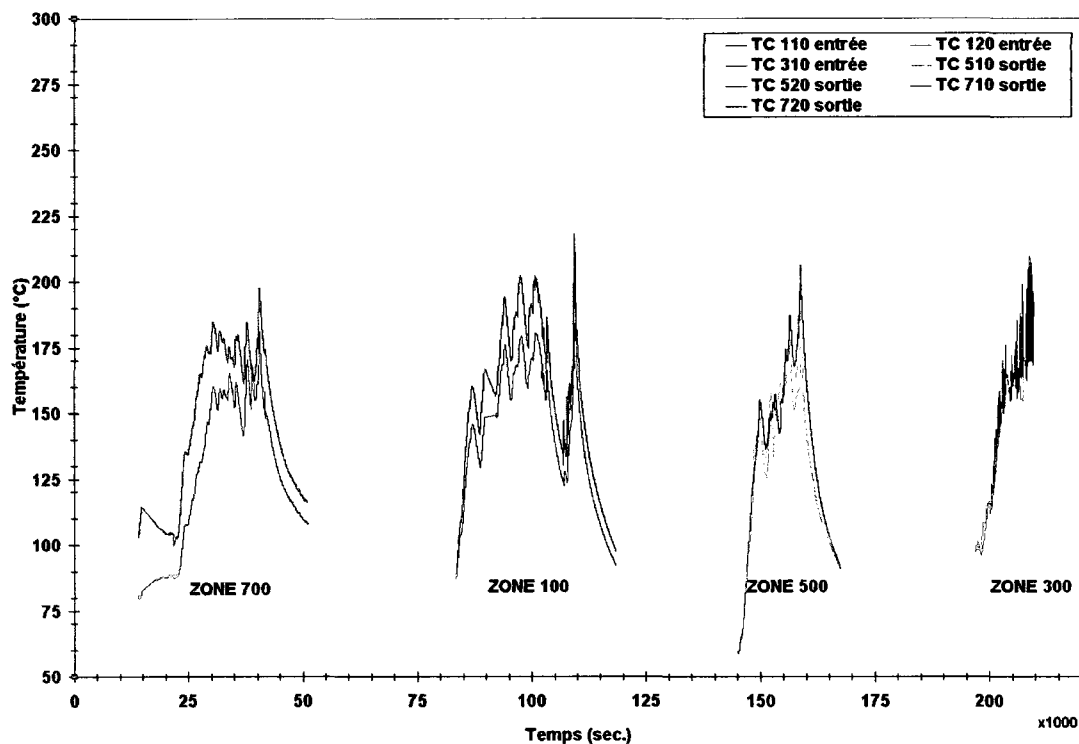


Figure 44 Température de la couronne durant le procédé de soudage

Les températures mesurées sur l'aube montrent un contrôle moins efficace. La figure 45 montre les températures enregistrées. Des températures maximales de l'ordre de 280°C ont été enregistrées pendant un cours instant.

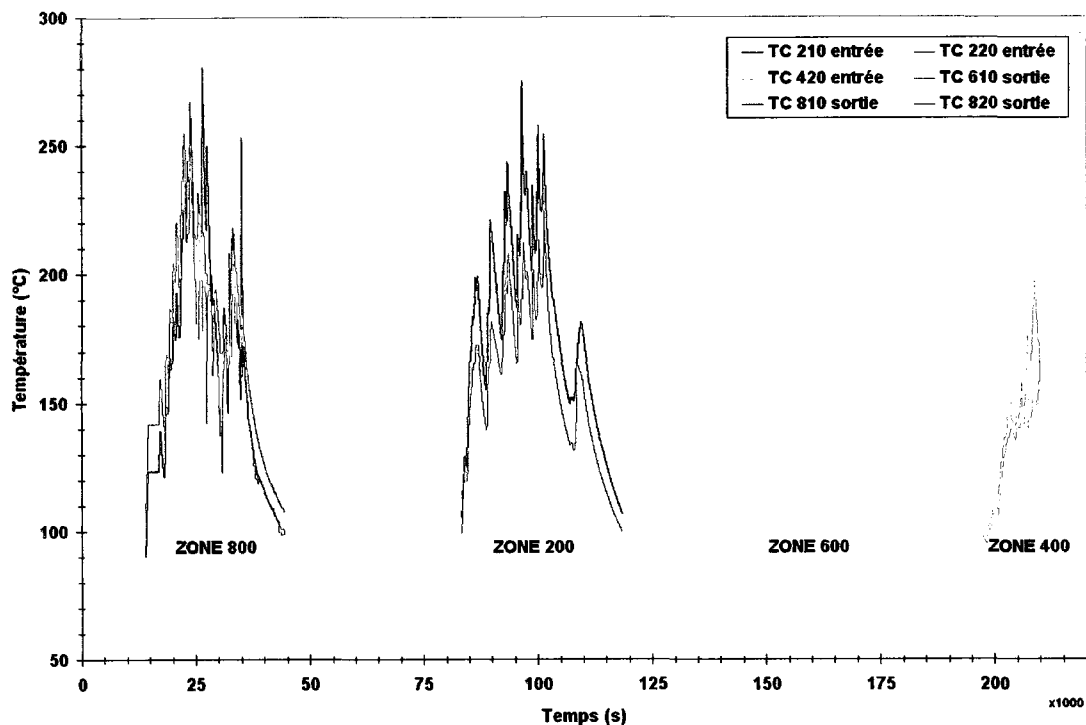


Figure 45 Température de l'aube durant le procédé de soudage

5.2.2 Contraintes lors du soudage

La prise de données en continu n'a permis d'enregistrer de l'information que sur les jauges de la zone 200 (aube). Le procédé d'arc-air a en effet détruit en partie le filage de l'instrumentation. Il était d'autre part impossible d'arrêter la production pour effectuer les réparations nécessaires. Il est bon de rappeler que les aubes étaient déjà soudées à la ceinture, et que l'aube #13 était l'avant dernière à être soudée à la couronne, ce qui a eu pour effet de créer un bridage important.

La région 200 se trouve sur l'intrados alors que la région 400 se trouve sur l'extrados de l'aube. Le bloc de soudage #8 qui correspond à la région 200 a été soudé de la 83.3×10^3 à la 114×10^3 seconde alors que le bloc #4 de la région 400 a été soudé de la

170×10^3 à 218.4×10^3 seconde. Les figures 46, 47, et 48 montrent qu'il y a eu une coupure dans la collecte des données à la 141.8×10^3 seconde qui a duré une heure. L'acquisition de données a été rétablie par la suite.

La figure 46 montre des niveaux de contraintes de l'ordre de 190 MPa enregistrés pendant le soudage au point 210. De plus, des niveaux de contraintes de l'ordre de 160 MPa au point 220 peuvent être observés à la figure 46. Le matériau est demeuré sous la limite élastique de 550 MPa. Les dernières données enregistrées après la 200313 secondes ne seront pas considérées à cause de leur trop grande variation causée par le procédé d'arc-air. L'aube a été terminée à la 206.8×10^3 seconde et les résultats de contraintes retenus sont :

$$\sigma_{x(211)} = -40 \text{ MPa} \quad \sigma_{y(212)} = 21 \text{ MPa (206833 secondes)}$$

$$\sigma_{x(221)} = -16 \text{ MPa} \quad \sigma_{y(222)} = 37 \text{ MPa (206833 secondes)}$$

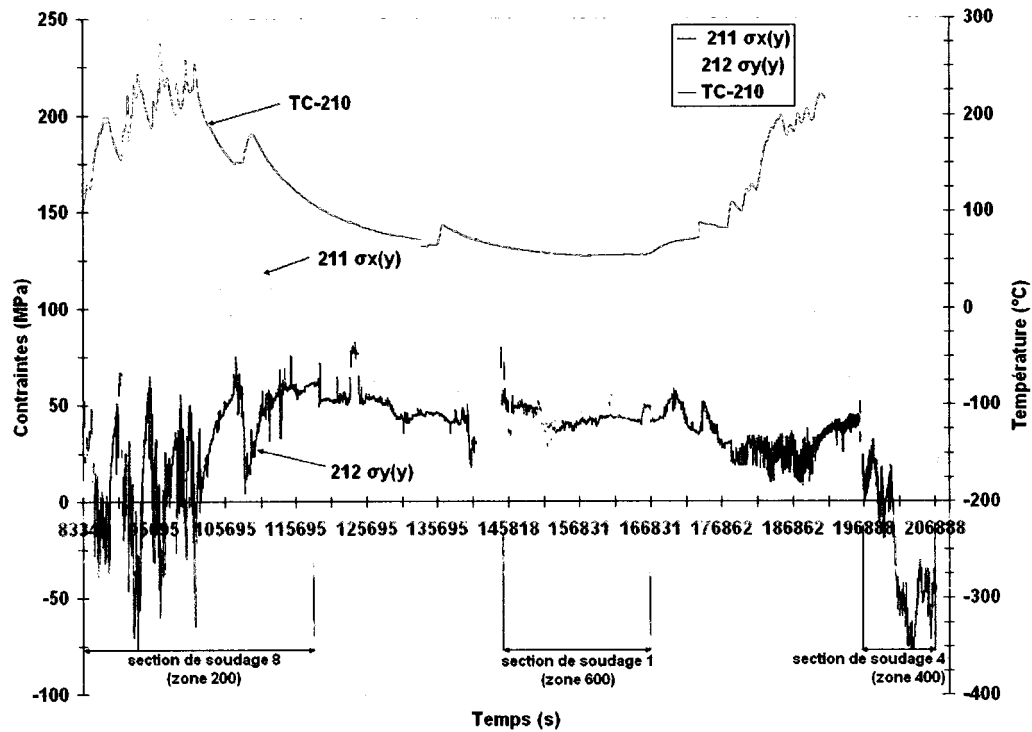


Figure 46 Contraintes et températures durant le procédé de soudage

Le lien entre les contraintes et la température est bien visible. Au fur et à mesure que les températures augmentent, le niveau de contraintes de tension augmente. Lors du refroidissement, les contraintes ne baissent pas proportionnellement aux températures, ceci est provoqué par l'effet de bridage de l'aube soudée. En se refroidissant, la soudure de la zone 400 induit un moment de flexion. Compte tenu de la courbure de l'aube et de la position de la fibre neutre, les contraintes provoquées dans les zones 200 (par la zone 400) sont de la tension en "Y", ce qui, par l'effet de Poisson, engendre des contraintes de compression selon l'axe "X". Ce phénomène est bien visible aux figures 41 et 42.

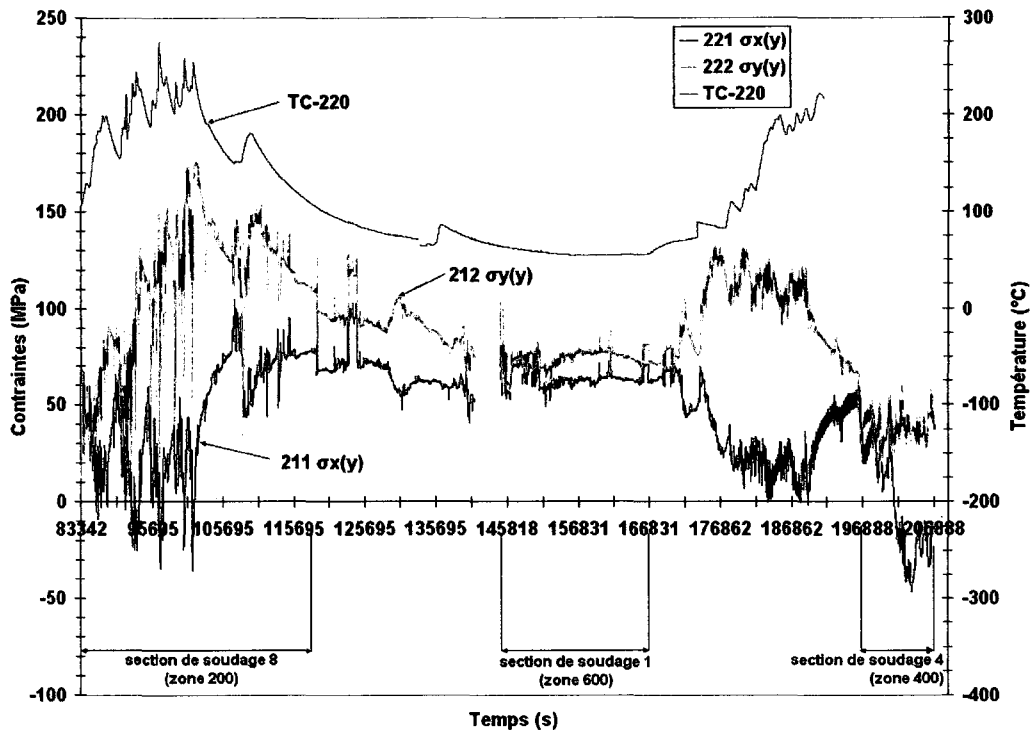


Figure 48 Contraintes et températures durant le procédé de soudage

La figure 47 permet de comparer les contraintes moyennes calculées selon le critère de von Mises. L'aube a été terminée à la 206.8×10^3 seconde et les résultats de contraintes résiduelles (figure 49) sont :

$$\sigma_{\text{von Mises (210)}} = 54 \text{ MPa} \quad (\text{mesuré en compression})$$

$$\sigma_{\text{von Mises (220)}} = 47 \text{ MPa} \quad (\text{mesuré en tension})$$

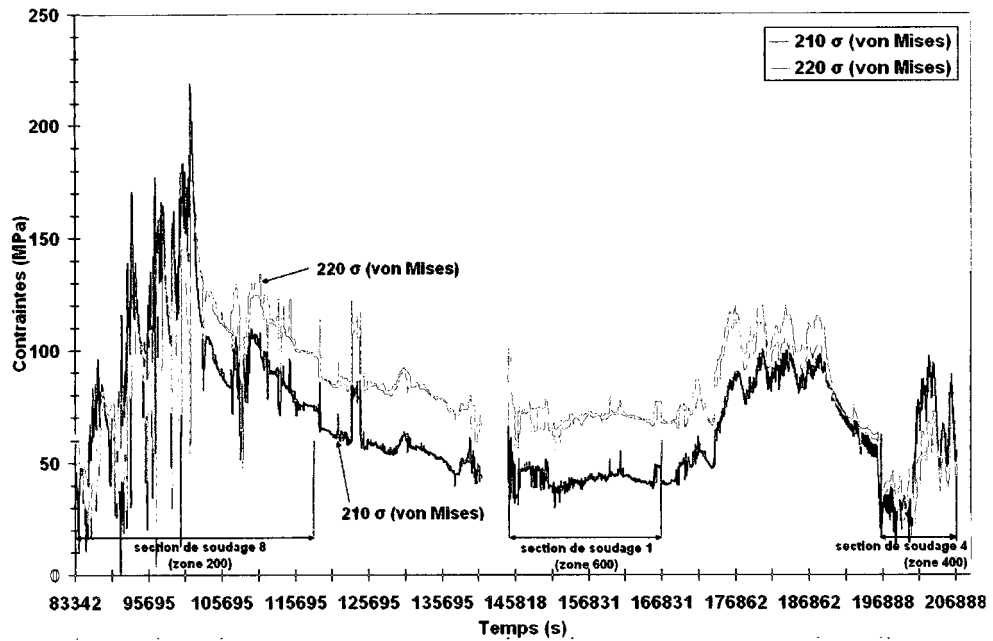


Figure 48 Distribution des contraintes durant le procédé de soudage

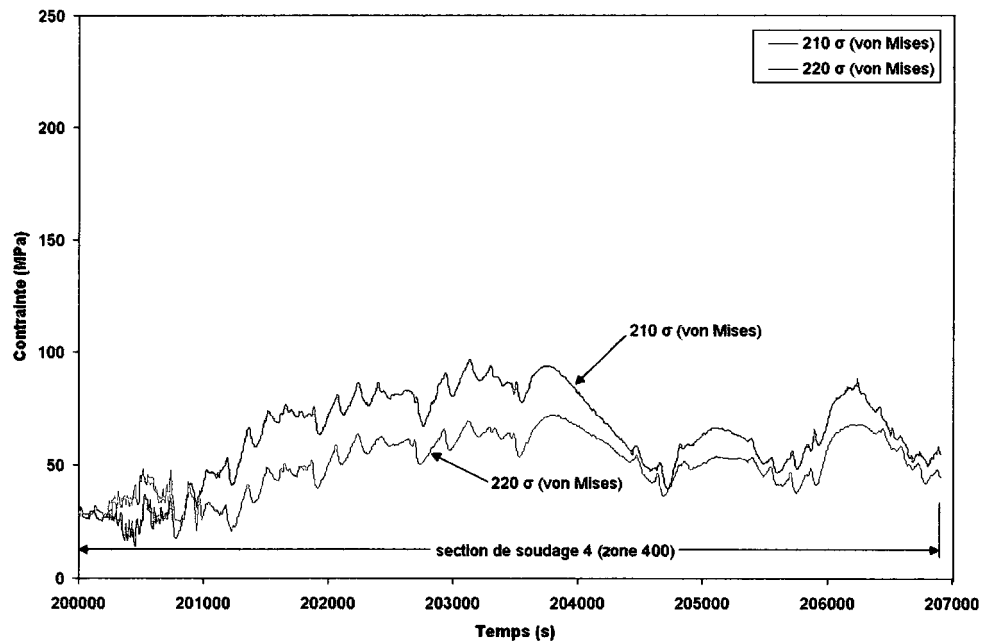


Figure 49 Distribution des contraintes durant le procédé de soudage

On remarque que les contraintes de von Mises ($\sigma_{\text{von Mises (210)}}$) au point 210 sont légèrement plus élevées qu'au point 220 de 7 MPa en valeur absolue.

On constate que les contraintes transversales ont été plus influencées par le procédé de soudage d'une valeur de 48% par rapport aux contraintes longitudinales, calculées en valeurs moyennes. Ceci est provoqué par le niveau élevé de bridage de l'aube.

5.3 Mesures ponctuelles après le soudage

Lors du soudage, la turbine avait une position lui permettant de tourner sur son axe (figure 33). Le mouvement de rotation affectait la mesure de contraintes (effet du poids) comme en témoignent les résultats dans les tableaux XII, XIII et XIV.

Une première analyse traite des contraintes résiduelles calculées selon le critère de von Mises ($\sigma_{\text{von Mises (y)}}$) qu'on peut voir au tableau XII. La majorité des points de mesure indique des contraintes de tension, alors que toutes les mesures de la zone 800 sont en compression. De façon générale, les contraintes résiduelles après soudage sont en tension. Par contre, le niveau de contraintes est affecté par la séquence de soudage (figure 43), les résultats de la zone 800 en témoignent. Le soudage de l'aube débute à la section 5 côté intrados (zone 800) alors qu'elle est peu bridée, et se termine à la section 8 (zone 200). Le niveau de bridage de l'aube s'intensifie au fur et à mesure que le soudage progresse (zone 6,7 et 8). Les zones soudées subissent tour à tour un effet de revenu. Compte tenu de la courbure de l'aube, la zone 800 se trouve à supporter de la tension croissante, jusqu'à la fin du soudage de l'intrados.

La soudure de l'extrados débute au bord de fuite, ce qui provoque un effet de relaxation des contraintes de tension induites dans la zone 800. Comme dans le cas de l'intrados, la progression du joint induit un effet de flexion grandissant. Cependant, compte tenu

de la courbure de l'aube, la zone 800 se trouve à ce moment, à supporter des effets de compression.

Les contraintes de service en tension les plus élevées sur la turbine se situent normalement à l'intrados près du bord de fuite de l'aube. Il est donc préférable d'organiser la séquence de soudage pour créer des contraintes résiduelles en compression au niveau de la sortie (zone 800). Ces mesures permettent de confirmer que la séquence de soudage utilisée pour la turbine de Beauharnois est bonne. Il faut toujours préciser que pour une aube moins courbée, il pourrait en être autrement.

Tableau XII

Mesures ponctuelles, contraintes de von Mises après soudage
(valeur relative)

| Temps x1000 (s) | (MPa) | | | | | | | | | | | | | | | |
|-----------------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|
| | σ_{110} | σ_{120} | σ_{130} | σ_{140} | σ_{210} | σ_{220} | σ_{230} | σ_{240} | σ_{310} | σ_{320} | σ_{330} | σ_{340} | σ_{410} | σ_{420} | σ_{430} | σ_{440} |
| 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| 142 | - | - | - | - | - | - | 111 | 121 | - | - | 25 | 42 | - | - | 19 | 11 |
| 218 | 41 | 51* | - | - | 66 | 19 | 56 | 27 | 60 | - | 58 | 69 | - | 89 | 48 | 61 |
| 305 | - | - | - | - | - | - | 97 | 74 | - | - | 56 | 65 | - | - | 98 | 67 |
| 334 | 91 | 90* | - | - | 99 | 59 | 89 | 61 | 54 | - | 42 | 79 | - | 73 | 103 | 66 |
| 391 | 96 | 98* | - | - | 119 | 83 | 99 | 78 | 44 | - | 37 | 63 | - | 73 | 84 | 63 |
| 420 | 93 | 98* | - | - | 122 | 86 | 91 | 74 | 47 | - | 42 | 73 | - | 77 | 93 | 64 |
| 449 | 93 | 92* | - | - | 121 | 69 | 88 | 59 | 45 | - | 37 | 70 | - | 67 | 85 | 57 |
| 532 | 90 | 86 | - | 96 | 78 | 44 | 63 | 30 | 56 | - | 38 | 66 | - | 59 | 99 | 46 |
| 622 | 80 | 80 | - | 86 | 77 | 49 | 65 | 35 | 51 | - | 35 | 69 | - | 126 | 105 | 52 |
| 794 | 72 | 73 | - | 82 | 75 | 48 | 64 | 34 | 48 | - | 31 | 67 | - | 233 | 103 | 50 |
| Temps | σ_{510} | σ_{520} | σ_{530} | σ_{540} | σ_{610} | σ_{620} | σ_{630} | σ_{640} | σ_{710} | σ_{720} | σ_{730} | σ_{740} | σ_{810} | σ_{820} | σ_{830} | σ_{840} |
| 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| 142 | 25 | 23* | - | - | - | - | - | - | - | - | - | - | 54* | 31* | 55* | 24* |
| 218 | 16 | 58 | 50 | 63 | - | - | - | - | - | - | - | - | 96* | 98* | 107* | 93* |
| 305 | 84 | 89 | 80 | 104 | - | - | - | - | - | - | - | - | 96* | 100* | 110* | 99* |
| 334 | 72 | 78 | 73 | 82 | - | - | - | - | - | - | - | - | 118* | 122* | 129* | 117* |
| 391 | 61 | 94 | 53* | 110 | - | - | - | - | - | - | - | - | 58* | 56* | 67* | 58* |
| 420 | 95 | 107 | 87 | 108 | - | - | - | - | - | - | - | - | 83* | 81* | 91* | 79* |
| 449 | 75 | 94 | 76 | 102 | - | - | - | - | - | - | - | - | 92* | 89* | 100* | 88* |
| 532 | 61 | 67 | 58 | 68 | - | - | 322* | 102 | - | - | 41 | 33 | 138* | 138* | 145* | 131* |
| 622 | 60 | 65 | - | 65 | - | - | 345* | 130 | - | - | 34 | 37 | 144* | 142* | 149* | - |
| 794 | 47 | 54 | - | 56 | - | - | 340* | 125 | - | - | 38 | 34 | 150* | 143* | 150* | - |

* Contrainte mesurée en compression

Cette deuxième partie de l'analyse considère les contraintes résiduelles longitudinales ($\sigma_x(y)$). Les points de mesure des zones 100, 200, 300, 400 et 700 indiquent des contraintes de tension, comme illustré au tableau XIII et les autres zones (500, 600 et 800) donnent des résultats en compression.

On remarque de façon générale que les niveaux de contraintes varient peu dans le temps ce qui confirme que la contrainte longitudinale est peu affectée par le bridage de l'aube au fur et à mesure que le soudage progresse.

Tableau XIII

Mesures ponctuelles, contraintes longitudinale après soudage
(valeur relative)

| x100 0 (sec) | (MPa) | | | | | | | | | | | | | | | |
|--------------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|
| | σ_{x11} | σ_{x12} | σ_{x13} | σ_{x14} | σ_{x21} | σ_{x22} | σ_{x23} | σ_{x24} | σ_{x31} | σ_{x32} | σ_{x33} | σ_{x34} | σ_{x41} | σ_{x42} | σ_{x43} | σ_{x44} |
| | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 |
| 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| 142 | - | - | - | - | - | - | 84 | 79 | - | - | 5 | 33 | - | - | -11 | 6 |
| 218 | 40 | -36 | - | - | 52 | 18 | 56 | 26 | -7 | - | 28 | 64 | - | 42 | 26 | 41 |
| 305 | - | - | - | - | - | - | 94 | 69 | - | - | 44 | 72 | - | - | 79 | 74 |
| 334 | 82 | -60 | - | - | 96 | 59 | 89 | 58 | 43 | - | 42 | 83 | - | 76 | 78 | 72 |
| 391 | 95 | -80 | - | - | 108 | 79 | 94 | 68 | 48 | - | 42 | 72 | - | 84 | 79 | 72 |
| 420 | 100 | -92 | - | - | 115 | 85 | 89 | 70 | 48 | - | 39 | 73 | - | 86 | 80 | 73 |
| 449 | 88 | -63 | - | - | 113 | 68 | 86 | 55 | 46 | - | 38 | 78 | - | 77 | 73 | 65 |
| 532 | 63 | -28 | 17 | 68 | 76 | 42 | 63 | 29 | 30 | - | 24 | 68 | - | 55 | 56 | 44 |
| 622 | 64 | -35 | 30 | 75 | 76 | 44 | 64 | 31 | 35 | - | 30 | 74 | - | 143 | 61 | 49 |
| 794 | 60 | -36 | 29 | 73 | 75 | 41 | 62 | 29 | 37 | - | 29 | 73 | - | 269 | 60 | 48 |
| (sec) | σ_{x51} | σ_{x52} | σ_{x53} | σ_{x54} | σ_{x61} | σ_{x62} | σ_{x63} | σ_{x64} | σ_{x71} | σ_{x72} | σ_{x73} | σ_{x74} | σ_{x81} | σ_{x82} | σ_{x83} | σ_{x84} |
| | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 |
| 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| 142 | -2 | -21 | - | - | - | - | - | - | - | - | - | - | 10 | -2 | -2 | -2 |
| 218 | -11 | -3 | -2 | -8 | - | - | - | - | - | - | - | - | 1 | -12 | -11 | -8 |
| 305 | 1 | -7 | -14 | -9 | - | - | - | - | - | - | - | - | 16 | 6 | 5 | 5 |
| 334 | - | -8 | -7 | -18 | - | - | - | - | - | - | - | - | -8 | -15 | -13 | -12 |
| 391 | -13 | -19 | -34 | -19 | - | - | - | - | - | - | - | - | 38 | 30 | 26 | 29 |
| 420 | -5 | -22 | -17 | -24 | - | - | - | - | - | - | - | - | 17 | 5 | 7 | 9 |
| 449 | -23 | -40 | -41 | -46 | - | - | - | - | - | - | - | - | 39 | 21 | 19 | 23 |
| 532 | -10 | -34 | - | -44 | - | - | 335 | 42 | - | - | 41 | 38 | -10 | -26 | -21 | -20 |
| 622 | -6 | -32 | - | -42 | - | - | 340 | 35 | - | - | 39 | 40 | -10 | -25 | -19 | 27 |
| 794 | -6 | -31 | - | -41 | - | - | 343 | 34 | - | - | 40 | 39 | -9 | -23 | -17 | 29 |

Le tableau XIV donne les résultats des contraintes résiduelles transversales ($\sigma_y(y)$) mesurées. Les points de mesure des zones 100, 300, 400, 500, 600 et 700 indiquent des contraintes de tension et les autres zones (200 et 800) sont en compression.

On remarque que les niveaux de contraintes transversales varient plus que les contraintes longitudinales dans le temps. Ceci s'explique par le fait que la contrainte transversale est plus influencée par le bridage de l'aube au fur et à mesure que le soudage progresse, comme proposé par la norme ASM. La séquence de soudage (figure 43) influence directement les niveaux de contraintes comme en témoignent les résultats des zones 200 et 800. La courbure de l'aube fait en sorte que les zones 200 et 800 se trouvent avec un état de contrainte final en compression.

Finalement on remarque que le niveau de contrainte le plus élevé se trouve dans la zone 400, c'est la dernière section à être soudée. On peut l'expliquer par le fait que cette zone est la moins affectée par l'effet de revenu.

Tableau XIV

Mesures ponctuelles, contraintes transversales après soudage
(valeur relative)

| x100 0 (sec) | (MPa) | | | | | | | | | | | | | | | |
|--------------------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|
| | σ_{y112} | σ_{y122} | σ_{y132} | σ_{y142} | σ_{y212} | σ_{y222} | σ_{y232} | σ_{y242} | σ_{y312} | σ_{y322} | σ_{y332} | σ_{y342} | σ_{y412} | σ_{y422} | σ_{y432} | σ_{y442} |
| 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| 142 | - | - | - | - | - | - | 73 | 92 | - | - | -22 | -14 | - | - | 12 | -7 |
| 218 | 42 | 22 | - | - | 41 | 5 | 7 | 5 | 56 | - | 67 | 73 | - | 103 | 56 | 70 |
| 305 | - | - | - | - | - | - | 22 | 26 | - | - | 63 | 55 | - | - | 109 | 57 |
| 334 | 98 | 44 | - | - | 24 | -5 | 7 | 18 | 61 | - | 42 | 74 | - | 70 | 116 | 59 |
| 391 | 98 | 29 | - | - | 50 | 27 | 32 | 38 | 37 | - | 27 | 30 | - | 48 | 88 | 32 |
| 420 | 83 | 12 | - | - | 40 | 15 | 18 | 24 | 1 | - | -5 | 0 | - | 60 | 102 | 47 |
| 449 | 96 | 43 | - | - | 41 | 12 | 20 | 22 | 45 | - | 35 | 60 | - | 47 | 93 | 35 |
| 532 | 102 | 69 | - | 110 | 16 | -12 | -1 | -6 | 65 | - | 44 | 63 | - | 62 | 115 | 47 |
| 622 | 90 | 56 | - | 95 | 6 | -22 | -11 | -15 | 59 | - | 38 | 62 | - | 92 | 121 | 55 |
| 794 | 81 | 47 | - | 89 | 3 | -24 | -14 | -18 | 54 | - | 33 | 57 | - | 127 | 119 | 52 |
| (sec) | σ_{y512} | σ_{y522} | σ_{y532} | σ_{y542} | σ_{y612} | σ_{y622} | σ_{y632} | σ_{y642} | σ_{y712} | σ_{y722} | σ_{y732} | σ_{y742} | σ_{y812} | σ_{y822} | σ_{y832} | σ_{y842} |
| 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| 142 | 24 | -24 | | - | - | - | - | - | - | - | - | - | -48 | -32 | -56 | -25 |
| 218 | 8 | 56 | 48 | 59 | - | - | - | - | - | - | - | - | -96 | -104 | -112 | -97 |
| 305 | 85 | 85 | -2 | 100 | - | - | - | - | - | - | - | - | -87 | -97 | -108 | -96 |
| 334 | 72 | 74 | 69 | 72 | - | - | - | - | - | - | - | - | -121 | -129 | -135 | -122 |
| 391 | 53 | 83 | 26 | 99 | - | - | - | - | - | - | - | - | -28 | -34 | -49 | -38 |
| 420 | 92 | 95 | 77 | 94 | - | - | - | - | - | - | - | - | -73 | -79 | -88 | -74 |
| 449 | 61 | 67 | 47 | 71 | - | - | - | - | - | - | - | - | -66 | -77 | -89 | -75 |
| 532 | 56 | 43 | 44 | 34 | 89 | -9 | -28 | 116 | -5 | -6 | 0 | 17 | -143 | -149 | -155 | -139 |
| 622 | 56 | 43 | 56 | 32 | 129 | -26 | -10 | 144 | 11 | 12 | 14 | 33 | -149 | -152 | -157 | 8 |
| 794 | 43 | 32 | 43 | 23 | 122 | -25 | -6 | 139 | -3 | -1 | 6 | 24 | -154 | -153 | -158 | 9 |

5.4 Mesures après le soudage par jauges percées

L'objectif de ces mesures est de déterminer le niveau des contraintes résiduelles absolues après soudage. Des jauges de contraintes percées de type 062-RE-120 ont été utilisées. Deux points de mesure ont été pris, un situé sur la région 100 de la couronne et l'autre sur la région 400 de l'aube. Le court échéancier de production (impossibilité d'arrêter les soudeurs) a limité le nombre de jauges installées et leurs positions. La figure 50 montre la position des points de mesure.

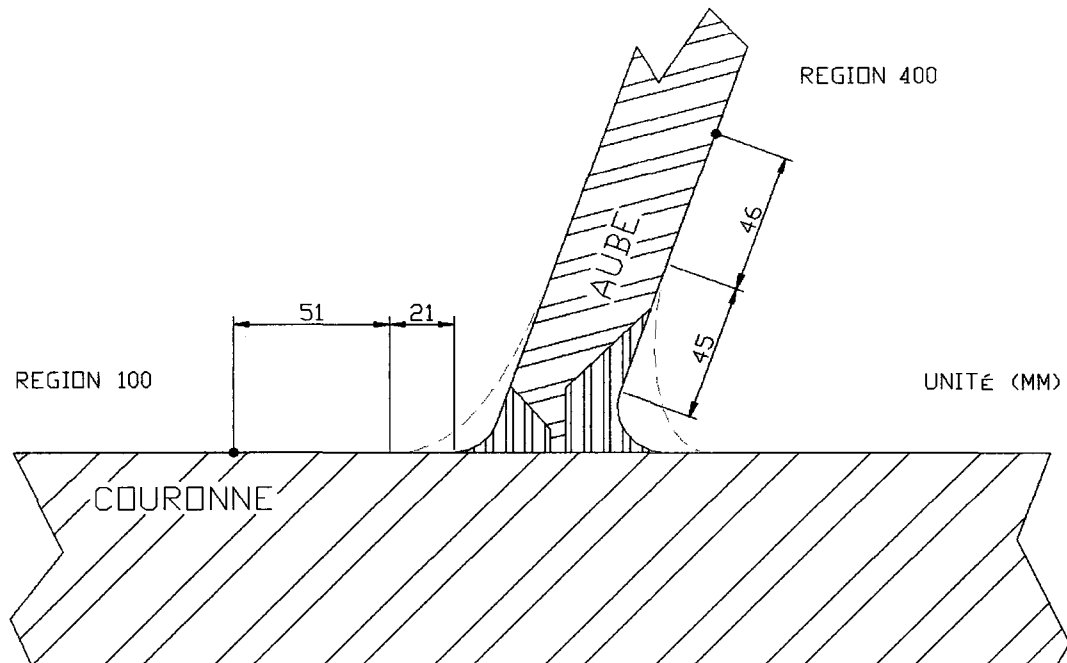


Figure 50 Position des jauges percées pour les mesures après soudage

Les mesures réalisées ont été faites sur l'aube dans la zone 400 quand l'axe de la turbine était en position horizontale alors que pour les mesures prises dans la zone 100 la turbine était en position verticale (figure 39). Ce changement de position de la turbine entre les prises de mesures peut affecter les résultats obtenus. Nous avons été

pressés par le temps à cette étape pour la prise de mesures. Les contremaîtres d'usine nous ont accordé juste assez de temps pour prendre deux points de mesure.

La méthode des séries de puissances a été retenue pour calculer les contraintes. Elle a la particularité de diminuer les variations de contraintes dans des champs de contraintes non uniformes. Le tableau XV donne les contraintes de von Mises de 141 MPa (mesurée en tension) sur l'extrados de l'aube mesurée dans la zone 400, tandis que les mesures sur la couronne indiquent 55 MPa (mesurée en compression).

Tableau XV

Mesures après le procédé de soudage (valeur absolue)

| | (mm) | (MPa) | | | |
|-------------------------------------|--------------|------------|------------|-------------|----------------|
| Zone | Distance "Y" | σ_x | σ_y | τ_{xy} | $\sigma_{v.M}$ |
| 100 | 51 | -13 | -61 | 0 | 55* |
| 400 | 46 | 142 | 62 | 40 | 141 |
| * Contrainte mesurée en compression | | | | | |

Les simulations avec le programme de prédiction de la contrainte résiduelle maximale n'ont pas été effectuées à cause d'un manque de points de mesure. Le programme nécessite un minimum de quatre résultats expérimentaux alors que seulement deux points de mesure ont été recueillis aux régions 100 et 400.

5.5 Mesure de variation de la contrainte durant le traitement thermique

Cet essai a pour but de mesurer la relaxation du matériau suite au traitement thermique. Il faut installer des jauges avant que la turbine subisse le traitement thermique de revenu à 600°C. Les jauges HBWAHR-12-250-6-3-CB utilisées sont conçues pour résister à des températures de l'ordre de 800°C (1472°F).

Initialement, il a été prévu d'installer 7 jauges hautes température. Un manque de communication a fait que le revenu a été amorcé avant l'installation des jauges de déformations. Avec la collaboration des contremaîtres, il a été possible d'interrompre le traitement thermique et d'installer les jauges. Malgré tout, la turbine avait été chauffée jusqu'à 315°C. L'ingénieur dédié au procédé de soudage indiquait néanmoins que le matériau de la turbine n'avait pas eu le temps de se relâcher significativement parce que la température de chauffe a été relativement faible et il n'y a pas eu de temps de maintien à cette température.

L'effet de ce premier revenu est ainsi jugé négligeable dans l'étude. L'installation des jauges hautes températures a été effectuée dans le four de traitement thermique, après retour à la température ambiante. Étant donné la position contraignante de la turbine dans le four, seulement trois jauges ont été installées dans la zone 200 de l'aube. La figure 51 montre la position des jauges haute température.

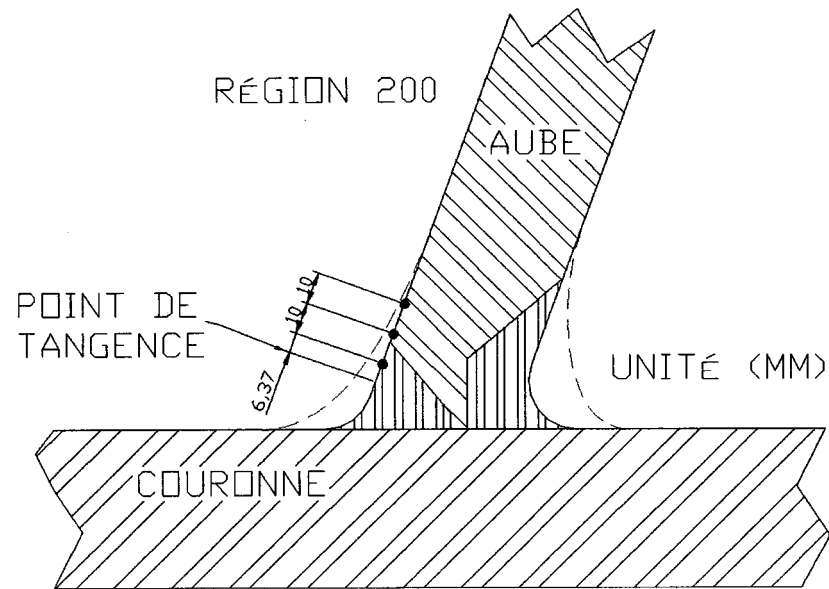


Figure 51 Position des jauges pour les mesures après traitement thermique

Les jauges hautes températures HPI ont permis de mesurer la relaxation du matériau 24 heures après le traitement thermique. Le tableau XVI présente les mesures de contraintes de von Mises de 253, 240 et 169 MPa qui ont été relevées aux positions à 6.37, 16.37 et 26.37 mm du point de tangence (figure 51). La turbine se trouvait alors à la température ambiante, mais toujours dans le four. Par la suite la turbine a été déplacée sur le plancher de l'usine. Une seconde série de mesures a été prise 72 heures après le traitement thermique. Les mesures étaient de 275, 247 et 184 MPa aux mêmes points. Les points d'appuis avaient été changés, ce qui peut expliquer cette variation de contraintes.

Tableau XVI

Mesure relative de l'effet de la relaxation du traitement thermique
(valeur relative)

| Zone 200 | | | | | |
|---------------|--------------|------------|------------|-------------|-----------------------|
| Après soudage | (mm) | (MPa) | | | |
| | Distance "Y" | σ_x | σ_y | τ_{xy} | $\sigma_{v.on Mises}$ |
| 24 hrs | 6.37 | -23 | -264 | -3 | 253* |
| | 16.37 | -135 | -277 | 3 | 240* |
| | 26.37 | -97 | -195 | 0 | 169* |
| 72 hrs | 6.37 | -100 | -311 | -1 | 275* |
| | 16.37 | -124 | -284 | -19 | 247* |
| | 26.37 | -50 | -201 | -19 | 184* |

* Contrainte mesurée en compression

On remarque que le traitement thermique a eu plus d'effet sur l'axe transversal ($\sigma_y(y)$) que sur l'axe longitudinal ($\sigma_x(y)$) au niveau des contraintes. Ce qui indique un niveau de bridage élevé de l'aube; la contrainte transversale est affectée par le niveau de bridage de l'aube. Il est important de rappeler que l'aube #13 et l'avant dernière aube à être soudée donc la turbine représente une structure rigide.

5.6 Mesure après traitement thermique avec des jauges percées

Le but de ces mesures est de déterminer le niveau des contraintes résiduelles absolues après le traitement thermique de revenu. Des jauges de contraintes percées de type 062-RE-120 ont été utilisées. La figure 52 montre la position des points de mesure dans la zone 200.

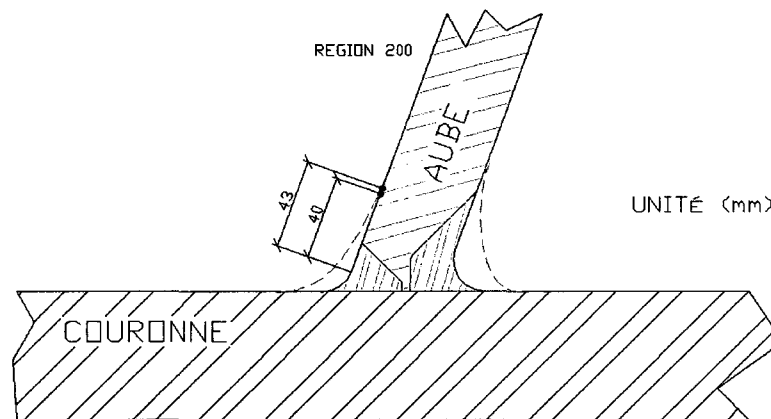


Figure 52 Position des jauges percées après traitement thermique

Le revenu a pour but de réduire et d'uniformiser le niveau des contraintes dans le matériau. Nous avons donc utilisé la méthode de calcul dans un champ de contraintes uniformes.

Le tableau XVII résume les mesures prises par les jauges percées après le traitement thermique. Le niveau de contrainte absolue final de la zone 200 est de 34 et 51 MPa mesuré en compression.

Tableau XVII

Mesure après traitement thermique (valeur absolue)

| Zone | (mm) | (MPa) | | | |
|-------------------------------------|------------|------------|------------|-------------|-----------------------|
| | Distance Y | σ_x | σ_y | τ_{xy} | $\sigma_{v.on Mises}$ |
| 200 | 40 | -17 | -36 | -7.5 | 34* |
| aube | 43 | -50 | -17 | 15 | 51* |
| * Contrainte mesurée en compression | | | | | |

Le traitement thermique permet effectivement de diminuer le niveau de contraintes résiduelles. Les contraintes résiduelles de compression sont normalement bénéfiques. Il faut par contre rappeler ici que les conditions d'équilibre imposent des contraintes de tension dans d'autres zones. En conclusion, supposer un état de contraintes nul dans une pièce à géométrie complexe, suite à un traitement thermique, peut avoir des conséquences importantes sur la durée de vie en fatigue.

5.7 Estimation des contraintes

Il est possible d'estimer les contraintes résiduelles à partir des mesures effectuées. Une première estimation est faite pour connaître le niveau de contrainte après soudage. Pour estimer le niveau moyen de la contrainte après soudage, nous avons pris les contraintes mesurées après usinage (tableau XI) et ajoutée la variation de contraintes mesurées pendant le soudage (section 5.2.2). Dans le but de simplifier les calculs nous prenons les valeurs moyennes des contraintes longitudinales et transversales mesurées après usinage (tableau XII).

Le tableau XVIII illustre en détails les opérations effectuées. La contrainte longitudinale mesurée après soudage est de 142 MPa (tableau XII) et l'estimé initial entre 108 à 132 MPa. On constate qu'il y a peu d'écart entre les valeurs de contraintes longitudinales mesurées et estimées. Si on effectue la même opération mais pour le cas de la contrainte transversale on trouve une plus grande différence. La contrainte transversale mesurée après soudage est de 62 MPa (tableau XII) et l'estimé initial entre 170 et 186 MPa.

Tableau XVIII

Estimation des contraintes résiduelles après soudage

| | Moyenne des mesures après usinage | | Mesures prises pendant le soudage | | Estimer |
|---------------------------------------|--------------------------------------|---|--------------------------------------|---|-----------------|
| Contraintes longitudinale (MPa) | 148 | + | -16 et -40 | = | 108 à 132 |
| Contraintes transversale (MPa) | 149 | + | 21 et 37 | = | 170 à 186 |

Une deuxième estimation est effectuée pour connaître le niveau de contrainte après traitement thermique. Pour estimer le niveau de contrainte après traitement thermique nous avons pris les contraintes estimées après usinage et ajouté la variation de contraintes mesurées pendant le traitement thermique. Pour se faire nous avons considéré la mesure prise à 26.37 mm (tableau XVI), elle est le plus rapproché du point 210 mesuré précédemment (mesure en continu et manuelle). Il faut noter ici que tous ces points de mesure ont été placés à des endroits les plus rapprochés possibles, mais que des variations significatives dans la position des mesures ont été inévitables en

raison du contexte "en chantier" du projet. En ce qui concerne les directions longitudinales et transversales, les estimés sont de $\sigma_x(y) = 11$ à 35 MPa et $\sigma_y(y) = -9$ à -25 MPa, alors que les valeurs mesurées après le traitement thermique sont de $\sigma_x(y) = -17$ à -50 MPa et $\sigma_y(y) = -17$ à -36 MPa (tableau XVII). Ainsi le lien entre toutes ces mesures est excellent. Le tableau XIX illustre en détails les opérations effectuées.

Tableau XIX

Estimation des contraintes résiduelles après traitement thermique

| | Estimer après usinage | | Mesures prises pendant le traitement thermique | | Estimer |
|---------------------------------------|--------------------------|---|---|---|----------------|
| Contraintes longitudinale (MPa) | 108 à 132 | + | -97 | = | 11 à 35 |
| Contraintes transversale (MPa) | 170 à 186 | + | -195 | = | -25 à -9 |

5.8 Comparaison des résultats

Le tableau XX indique les valeurs maximales et minimales des contraintes résiduelles de von Mises mesurées pendant les différentes étapes de fabrication de la turbine de Beauharnois. Il est important de retenir que :

- a) L'usinage induit des contraintes de von Mises de 49 à 256 MPa à la surface de l'aube, les contraintes sont mesurées en tension;
- b) Le soudage ajoute une contrainte de von Mises de 47 MPa. La contrainte est mesurée en tension;
- c) Le niveau de contrainte résiduelle de von Mises après soudage est de 141 MPa. La contrainte est mesurée en tension.
- d) Le traitement thermique crée une relaxation du matériau de l'ordre de 169 à 184 MPa, les contraintes sont mesurées en compression;
- e) Le niveau de contrainte de von Mises final se situe entre 33 et 51 MPa, les contraintes sont mesurées en compression

Tableau XX

Comparaisons des contraintes résiduelles selon von Mises

| Étapes de fabrication | Zones mesurés | $\sigma_{\text{von Mises}}$ (Min) mesurées (MPa) | $\sigma_{\text{von Mises}}$ (Max) mesurées (MPa) |
|-------------------------------------|---------------|--|--|
| Après usinage | aubes | 49 | 256 |
| Pendant soudage | 200 | $\Delta 47$ | $\Delta 47$ |
| Après soudage | 400 | 141 | 141 |
| Après T.T. | 200 | $\Delta 169^*$ | $\Delta 184^*$ |
| Après T.T. | 200 | 33* | 51* |
| * Contrainte mesurée en compression | | | |

Le tableau XXI indique les valeurs maximales et minimales des contraintes résiduelles longitudinales ($\sigma_x(y)$) mesurées pendant la fabrication de la turbine. Il est important de retenir que :

- a) L'usinage induit des contraintes de 52 à 242 MPa à la surface de l'aube;
- b) Le soudage engendre une variation de contrainte de l'ordre de -16 à -40 MPa;
- c) Le niveau de contraintes résiduelles après soudage est de 142 MPa, alors que les valeurs estimées étaient de 108 et 132 MPa;
- d) Le traitement thermique provoque une variation de la contrainte de l'ordre de -50 à -97 MPa;
- e) Le niveau de contrainte final mesuré se situe entre -17 et -50 MPa, alors que les valeurs estimées sont de 11 à 35 MPa.

Tableau XXI

Comparaisons des contraintes résiduelles longitudinales

| Étape de fabrication | Zone mesuré | (MPa) | | |
|----------------------|--------------|-------------------------|-------------------------|-------------------|
| | | σ_x (Min) mesuré | σ_x (Max) mesuré | σ_x estimé |
| Après usinage | Centre aubes | 52 | 242 | - |
| Pendant soudage | 200 | Δ -16 | Δ -40 | - |
| Après soudage | 400 | 142 | 142 | 108 à 132 |
| Après T.T. | 200 | Δ -50 | Δ -97 | - |
| Après T.T. | 200 | -17 | -50 | 11 à 35 |

Le tableau XXII indique les valeurs maximales et minimales des contraintes résiduelles transversales (σ_y (y)) mesurées pendant les différentes étapes de fabrication de la turbine. Il est important de retenir que :

- a) L'usinage induit des contraintes de 37 à 268 MPa à la surface de l'aube;
- b) Le soudage engendre une variation 21 à 37 MPa;
- c) Le niveau de contraintes résiduelles après soudage est de 62 MPa, alors que les valeurs estimées sont de 170 et 186 MPa;
- d) Le traitement thermique crée une relaxation du matériau de l'ordre de 195 à 201 MPa en compression;
- e) Le niveau de contrainte final mesuré se situe entre -17 et -36 MPa, alors que les valeurs estimées sont de -9 à -25 MPa.

Tableau XXII

Comparaisons des contraintes résiduelles transversales

| Étapes de fabrication | Zone 200 (MPa) | | |
|-----------------------|-------------------------|-------------------------|-------------------|
| | σ_y (Min) mesuré | σ_y (Max) mesuré | σ_y estimé |
| Après usinage | 37 | 268 | - |
| Pendant soudage | Δ 21 | Δ 37 | - |
| Après soudage | 62 | 62 | 170 à 186 |
| Après T.T. | Δ -195 | Δ -201 | - |
| Après T.T. | -17 | -36 | -9 à -25 |

5.9 Bilan du chapitre 5

Le projet a directement commencé par les mesures en chantier sur la turbine sans avoir fait d'essais préliminaires en laboratoire sur un échantillon d'acier martensitique. Il était donc impossible de savoir quel serait l'état de contrainte dans le matériau après le soudage. De plus, il faut mentionner qu'aucun article scientifique n'a été trouvé sur le sujet traitant des turbines en aciers inoxydables martensitiques de type CA-6NM. Il nous était impossible d'avoir une idée sur la nature de l'intensité ainsi que la distribution de la contrainte maximale d'un joint soudé d'une turbine.

La plus grande difficulté encourue durant les essais en chantier fut le temps alloué pour effectuer les différentes mesures. La priorité était de ne pas nuire à la fabrication de la turbine. Il en résulte que seulement deux points de mesure ont été pris sur la turbine après soudage. De manière plus précise, il y avait un point de mesure sur l'aube et un point de mesure sur la couronne.

Les mesures ont permis de constater que les procédés de fabrication induisent des champs non uniformes de contraintes résiduelles dans le matériau. Le procédé d'usinage induit des contraintes résiduelles en tension.

Les mesures de température durant le soudage en continu ont enregistré une différence supérieure à 25% entre l'aube et la couronne avec une température maximale de 273°C. De plus, les mesures des contraintes ont donné une variation de 47 MPa en tension sur la turbine. On peut maintenant affirmer que le niveau de contraintes augmente avec la température pendant le soudage. Par la suite, lorsque le joint soudé de la turbine se refroidit, les contraintes ne suivent plus la même évolution en fonction de la température. Ce phénomène peut être expliqué par l'effet de bridage.

Les mesures ponctuelles servent essentiellement à vérifier la séquence de soudage. Dans le cadre du projet, elles ont démontré que la séquence de soudage a été bien choisie pour le type de géométrie associée à cette configuration de turbine.

Les mesures effectuées après le soudage de l'aube sur la couronne permettent de déterminer le niveau de contrainte résiduelle absolue après soudage et à prédire la contrainte maximale dans le joint soudé de la turbine. Le temps alloué à cette étape était insuffisant. Il a permis de prendre seulement deux points de mesure. Le premier étant sur l'aube et le second étant sur la couronne. Pour cette raison, la comparaison et la validation de la prédiction de la contrainte résiduelle maximale ($\sigma_x(y)$) n'a pu être faite avec le programme de prédiction de la contrainte.

Les mesures de variation de la contrainte durant le traitement thermique ont permis de constater une relaxation maximale d'environ 169 MPa dans le matériau. Il est important de noter qu'il y a une plus grande relaxation sur l'axe transversal ($\sigma_y(y)$) que sur l'axe longitudinal ($\sigma_y(x)$). Ceci confirme que le niveau de bridage de l'aube était élevé. Le traitement thermique a eu comme autre effet d'uniformiser les champs de contraintes dans le matériau. Néanmoins, certaines zones conservent un état de contraintes non nul en compression ou en tension.

Les mesures après traitement thermique ont permis de définir le niveau de contraintes absolues à la fin de la fabrication. Il possède des valeurs se situant entre 33 et 51 MPa, mesurée en compression. Les contraintes résiduelles en compression sont normalement bénéfiques parce qu'elles peuvent prolonger la vie de la turbine en fatigue.

CONCLUSION

L'étude bibliographique a permis de situer le projet de recherche par rapport aux connaissances scientifiques actuelles dans le domaine des contraintes résiduelles. Plus précisément, il s'agit des contraintes résiduelles maximales dans les joints soudés en acier inoxydable martensitique utilisés dans la fabrication des turbines hydrauliques de type Francis. Elle a démontré que les contraintes résiduelles sont maximales dans le centre du cordon de soudure et que les aciers doux et les aciers martensitiques ont leurs propres courbes de distribution de contrainte.

Un résumé sur les différentes techniques de mesures de contraintes a été réalisé. Il a permis de faire un choix éclairé sur les méthodes de mesures à utiliser sur la turbine pendant sa fabrication. Nous avons choisi de mesurer les contraintes résiduelles avec la méthode des jauges percées quand il était possible, sinon des mesures ont été prises avec des jauges soudables. Il faut aussi ajouter que des mesures de contraintes et de températures ont été effectuées en temps réel, avec un système d'acquisition de données, sur la turbine pendant sa fabrication.

Un modèle numérique a été développé pour prédire la contrainte maximale dans l'acier doux avec la formule proposée par la norme ASM. Une fois l'approche approuvée, elle a été améliorée afin de lui permettre de prédire la contrainte maximale dans le joint soudé d'acier inoxydable martensitique (415) avec une équation développée à cet effet. Les simulations réalisées sur l'acier doux ont permis d'estimer la contrainte maximale ($\sigma_x(0)$) avec un écart de 12% de la valeur mesurée au centre de la soudure. Une deuxième série de simulations a permis l'estimation de la contrainte résiduelle maximale dans l'acier inoxydable martensitique (415) avec un écart de 9% de la valeur mesurée dans le joint soudé.

Les mesures en chantier ont permis de suivre l'évolution des contraintes résiduelles d'une turbine faite d'acier CA-6NM durant sa fabrication. Les mesures en chantier ont été le point de départ de ce projet. Des mesures de contraintes ont été effectuées aux étapes de fabrication suivantes :

- a) Après usinage;
- b) Pendant le soudage;
- c) Après soudage;
- d) Pendant le traitement thermique;
- e) Après le traitement thermique.

Les mesures prises ont permis de constater que le niveau de contrainte résiduelle augmente en tension au fur et à mesure que les étapes de fabrication progressent. Le traitement thermique a permis une relaxation du matériau avec des valeurs se situant entre 33 et 51 MPa, contraintes mesurées en compression. On constate que les niveaux de contraintes finaux sont en compression, ce qui est normalement bénéfiques quand la turbine est en service.

La plus grande difficulté encourue pendant les essais en chantier a été un manque de temps alloué pour prendre des mesures. Il ne fallait pas nuire aux échéanciers de production de la turbine. Pour cette raison, seulement deux points de mesure ont été pris, un sur la couronne et l'autre sur l'aube de la turbine. Ceci fait en sorte qu'il est impossible de prédire la contrainte maximale avec le modèle numérique développé dans les chapitres précédents. La méthode numérique développée pour les aciers martensitique nécessite un minimum de quatre points de mesure.

En conclusion, le modèle mis au point prédit adéquatement la contrainte résiduelle maximale dans le joint de soudure d'acier martensitique inoxydable de type 415. Il reste cependant à valider le programme pour un joint soudé en T comme sur une turbine faite d'acier inoxydable martensitique.

RECOMMANDATIONS

Cette section traite de recommandation à apporter sur deux aspects de ce projet. Le premier aspect porte sur l'amélioration des prédictions de contraintes résiduelles. Voici ce que nous recommandons :

- a) Effectuer des essais expérimentaux pour mesurer les contraintes résiduelles dans un joint en "T" sur un échantillon d'acier martensitique;
- b) Faire des prédictions de contraintes résiduelles à partir de points de mesure expérimentaux d'un joint en "T" avec la méthode numérique développée;
- c) Développer une nouvelle équation de prédiction de la contrainte dans les aciers inoxydable martensitique sans imposer l'égalité des extremums "r" et "s" en valeurs absolue et en respectant les conditions d'équilibres.

Le deuxième aspect touche l'amélioration des essais en chantier sur la turbine. Voici ce que nous recommandons :

- a) Déterminer dès le début de la fabrication de la turbine les zones d'essais en vue de noter l'historique des zones;
- b) Accorder plus de temps pour prendre les points de mesure après le soudage de la turbine;
- c) Faire une meilleure protection du filage de l'instrumentation.

ANNEXE 1

Critère de conception



ROUE FRANCIS CRITÈRES DE CONCEPTION

4. MATÉRIAUX STANDARD

Lors de la sélection des matériaux dans la conception d'une roue Francis, plusieurs choix sont disponibles au concepteur. Le choix est fait en fonction de la spécification du client, des caractéristiques mécaniques du matériau, de la résistance à la cavitation et du procédé de fabrication. Ces choix sont présentés à l'onglet 140-3(1), l'arbre du produit, et résumés au tableau suivant :

Tableau 1 - Matériaux standards et leurs propriétés

| Composante | Matériau | Limite de contrainte S _{0.2} (MPa) | Limite de contrainte S _{0.1} (MPa) |
|---|-----------------------------------|--|--|
| Couronne coulée Ceinture coulée Aubes coulées | ASTM A 743 Grade CA-6NM (Note 1) | 760 | 550 |
| | ASTM A 743 Grade CB-6 (Note 6) | 790 | 580 |
| | ASTM A743 Grade CF8 (Note 8) | 485 | 205 |
| | ASTM A743 Grade CF3 (Note 7) | 485 | 205 |
| | ASTM A 27M Grade 450-240 (Note 2) | 450 | 240 |
| Couronne plaque Ceinture plaque Aubes plaques | ASTM A 240 UNS 41500 (Note 3) | 795 | 620 |
| | ASTM A240 UNS30403 (Note 4) | 485 | 170 |
| | ASTM A36 (Notes 5 et 9) | 400 | 250 |
| Anneau d'usure | ASTM A 240 UNS 41500 (Note 3) | 795 | 620 |
| Cône | ASTM A36 (Note 9) | 400 | 250 |

Note 1 : Ce matériau très dur nécessite une normalisation et double recuit pour obtenir des propriétés mécaniques plus uniformes. Ceci facilite son usinage.

Note 2 : Normalisé et revenu.

Note 3 : Compatible avec la coulée de type ASTM A 743 Grade CA-6NM.

Note 4 : Compatible avec la coulée de type ASTM A 743 Grade CF8.

Note 5 : Utiliser seulement avec le consentement du client.

Note 6 : Ce matériau, appelé aussi 16/5, est utilisé par la Norvège depuis plus de 30 ans. Il a des qualités mécaniques (résistance à l'écoulement, résistance à la rupture, élongation, résilience, dureté) semblables à celles du CA-6NM. Sa résistance à la fatigue, à la corrosion, à l'abrasion et à la cavitation est légèrement supérieure. Sa soudabilité est excellente, peut être soudé sans préchauffage. Le coût est un peu plus élevé.

Note 7 : Ce matériau est équivalent au ASTM A240 UNS30403.

Note 8 : Ce matériau est équivalent au ASTM A240 UNS30400.

Note 9 : Pour les fabrications faites au Canada, ce matériau peut parfois être remplacé par le 44W. Celui-ci a de propriétés mécaniques supérieures, le coût est le même et il est facilement disponible.

5. CONTRAINTES ADMISSIBLES

Il n'y a pas de calculs de résistance prévus dans ces feuilles. Pour vérifier que les niveaux de contrainte ne dépassent pas les niveaux admissibles, le concepteur devra faire une analyse de contraintes par éléments finis (MEF). Pour ce faire, il doit suivre la méthodologie standard établie à cet effet. De plus, le concepteur devra vérifier que les déformations radiales des joints causées par le gonflement de la roue à l'emballement sont acceptables. Voir graphique 140-III.



CA6NM Cast Stainless Steel

Subcategory: Metal; Stainless Steel; Cast Stainless Steel

| Component | Wt. % | Component | Wt. % | Component | Wt. % |
|-----------|-------------|-----------|----------|-----------|----------|
| C | Max 0.15 | Mn | Max 1 | S | Max 0.04 |
| Cr | 11.5 - 14 | Mo | Max 0.5 | Si | Max 1.5 |
| Cu | Max 0.5 | Ni | Max 1 | V | Max 0.05 |
| Fe | 81.1 - 88.5 | P | Max 0.04 | W | Max 0.1 |

Material

Iron composition calculated as remainder.

Notes:

| Mechanical Properties | Metric | English | Comments |
|----------------------------|--------------------|----------------|----------|
| Hardness, Rockwell C | Max 22 | Max 22 | |
| Tensile Strength, Ultimate | <u>Min 690 MPa</u> | Min 100000 psi | |
| Tensile Strength, Yield | <u>Min 515 MPa</u> | Min 74700 psi | |
| Elongation at Break | <u>Min 17 %</u> | Min 17 % | |

415 Laminated Stainless Steel

A 240/A 240M - 04a

TABLE 2 Continued

| UNS Designation | Type ¹ | Tensile Strength, min | | Yield Strength, ² min | | Elongation in 2 in. or 50 mm min ³ | Hardness max ⁴ | | Cold Bend ⁵ |
|------------------------------------|-----------------------|-----------------------|-----|----------------------------------|-----|---|---------------------------|-----------------|------------------------|
| | | kSI | MPa | kSI | MPa | | Brinell | Rockwell B | |
| | 1/4-0.25 in. [6.4 mm] | 101 | 700 | 77 | 530 | 20 | 290 | ... | not required |
| | 1/2-0.25 in. [6.4 mm] | 94 | 650 | 65 | 450 | 30 | 290 | ... | not required |
| S32205 | 2205 ⁶ | 95 | 655 | 65 | 450 | 25 | 293 | 31 ⁷ | not required |
| S32304 | 2304 ⁶ | 87 | 600 | 58 | 400 | 25 | 290 | 32 ⁷ | not required |
| S32506 | ... | 90 | 620 | 65 | 450 | 18 | 302 | 32 ⁷ | not required |
| S32520 | ... | 112 | 770 | 80 | 550 | 25 | 310 | ... | not required |
| S32550 | 255 ⁶ | 110 | 750 | 80 | 550 | 15 | 302 | 32 ⁷ | not required |
| S32750 | 2507 ⁶ | 116 | 795 | 80 | 550 | 15 | 310 | 32 ⁷ | not required |
| S32760 | ... | 108 | 750 | 80 | 550 | 25 | 270 | ... | not required |
| S32900 | 329 | 90 | 620 | 70 | 485 | 15 | 269 | 28 ⁷ | not required |
| S32906 | 1/4-0.4 in [1.0 mm] | 116 | 800 | 94 | 650 | 25.5 | 310 | 32 ⁷ | not required |
| | 1/2-0.4 in [1.0 mm] | 109 | 750 | 80 | 550 | 25.5 | 310 | 32 ⁷ | not required |
| S32950 ¹¹ | ... | 100 | 690 | 70 | 485 | 15 | 293 | 32 ⁷ | not required |
| S32974 | ... | 116 | 800 | 80 | 550 | 15 | 310 | 32 ⁷ | not required |
| Ferritic or Martensitic (Chromium) | | | | | | | | | |
| S32803 | ... | 87 | 600 | 72 | 500 | 16 | 241 | 100 | not required |
| S40500 | 405 | 60 | 415 | 25 | 170 | 20 | 179 | 88 | 180 |
| S40900 ⁸ | 409 ¹² | ... | ... | ... | ... | ... | ... | ... | ... |
| S40910 | ... | 55 | 380 | 25 | 170 | 20 | 179 | 88 | 180 |
| S40920 | ... | 55 | 380 | 25 | 170 | 20 | 179 | 86 | 180 |
| S40930 | ... | 55 | 380 | 25 | 170 | 20 | 179 | 86 | 180 |
| S40945 | ... | 55 | 380 | 30 | 205 | 22 | ... | 80 | 180 |
| S40975 | ... | 60 | 415 | 40 | 275 | 20 | 197 | 92 | 180 |
| S40977 | ... | 65 | 450 | 41 | 280 | 18 | 180 | 88 | not required |
| S41000 | 410 | 65 | 450 | 30 | 205 | 20 | 217 | 96 | 180 |
| S41003 | ... | 68 | 455 | 40 | 275 | 18 | 225 | 20 ⁷ | not required |
| S41009 | 410S | 60 | 415 | 30 | 205 | 22 ⁷ | 183 | 89 | 180 |
| S41045 | ... | 55 | 380 | 30 | 205 | 22 | ... | 80 | 180 |
| S41050 | ... | 60 | 415 | 30 | 205 | 22 | 183 | 89 | 180 |
| S41500 | ... | 115 | 795 | 90 | 620 | 15 | 302 | 32 ⁷ | not required |
| S42035 | ... | 80 | 550 | 55 | 380 | 16 | 180 | 85 | not required |
| S42000 | 420 ⁶ | 65 | 450 | 30 | 205 | 22 ⁷ | 183 | 89 | 180 |
| S43000 | 430 | 65 | 450 | 30 | 205 | 22 ⁷ | 183 | 89 | 180 |
| S43035 | 435 | 60 | 415 | 30 | 205 | 22 | 183 | 89 | 180 |
| S43400 | 434 | 65 | 450 | 35 | 240 | 22 | ... | 89 | 180 |
| S43500 | 435 | 65 | 450 | 35 | 240 | 22 | ... | 89 | 180 |
| S43932 | ... | 60 | 415 | 30 | 205 | 22 | 183 | 89 | 180 |
| S43940 | ... | 62 | 430 | 35 | 230 | 18 | 180 | 88 | not required |

ANNEXE 2

Programme de prédiction de contraintes pour l'acier doux

```

%-----
clc;clear;close all;%
%-----Paramètres variable-----
b0=16; s0=205;% Estimation des valeurs initiales
nitmax=100;      % Nombre d'itération
modere=.1;      % Pas du facteur de correction
%-----Graphique avec les valeurs initiales-----
x=[ 10 20 30 40];%Position des points mesurés [0 10, 20, 25, 30 40]
sm=[ 140 75 -200 -120];%Valeurs de contraintes des points mesurés [220 140, 75, 0, -
200 -120]
distance=100; %Longueur de l'axe 'x'
axe_x=linspace(0,distance,400);% Division de 'n' élément de l'axe 'x'
%-----Programme-----
b=21; s=205; % Valeurs de base initiales
u20=b/b0; u30=s/s0; r=x/b0;% Estimation de départ des valeurs 'u', indépendantes des
valeurs a0, b0, s0
cor=[u20; u30]; precedent=0; pourcent=1; nit=0;
while (pourcent>0.0001)*(nit<nitmax)
    nit=nit+1;
    u2=cor(1);u3=cor(2);
    np=length(x); % Nombre de points de mesure
%-----
    calsom_ame; % Exécution du sous-programme pour calculer la somme
%-----
    sommel=somme; %sommel = somme précédente
    u22=u2; u33=u3;
    % Direction opposée du gradient; Somme = min lorsque d(somme)/da = 0 et
d(somme)/db = 0
    Fu2=0; Fu3=0;

```

```

for j=1:np
    Fu2=Fu2-2*f(j)*fu2(j); % gradient u2
    Fu3=Fu3-2*f(j)*fu3(j); % gradient u3
end

facteur2=modere*abs(u20/Fu2); % Facteur u2
facteur3=modere*abs(u30/Fu3); % Facteur u3
facteur=min([facteur2, facteur3]); % Prendre le plus petit des facteurs 1,2 ou 3
deltau2 = facteur*Fu2; %Delta u2
deltau3 = facteur*Fu3; %Delta u3
u2 = u22 +`deltau2; % Nouvelle valeur de u2 corrigée
u3 = u33 + deltau3; % Nouvelle valeur de u3 corrigée
%-----
calsom_ asme % Appel au sous-programme pour calculer la somme
%-----
while somme>somme1 % somme1 = somme précédente
    facteur=facteur/2;
    deltau2 = facteur*Fu2; %Delta u2
    deltau3 = facteur*Fu3; %Delta u3
    u2 = u22 + deltau2; % Nouvelle valeur de u2 corrigée
    u3 = u33 + deltau3; % Nouvelle valeur de u3 corrigée
    u2_u3= [u2 u3]; % vecteur of value u2 u3
    b=b0*u2; s=s0*u3; % conversion de u2 et u3 à b et s
    b_s = [b s] % vecteur b et s
    %-----
    calsom_ asme % Appel au sous-programme pour calculer la somme
    %-----
end
cor=[u2, u3]; % vecteur 'u'

```



```

if somme>0
    pourcent=abs(somme-precedent)/somme;
else
    pourcent=0
end
precedent=somme;
end

u2final = cor(1); u3final = cor(2);
u_initiaux = [u20, u30]; % Afficher les vecteurs 'u' initiaux
u_finaux = cor; % Afficher le vecteur 'u' final
b_s_initiaux = [b0 s0] %Afficher les vecteurs a b s initiaux
b_final = b0*u2final; s_final = s0*u3final;
b_s_finaux = [b_finale s_finale] %Afficher les vecteurs a b s finaux

% Graphique avec les résultats finaux
g=s*(1-((axe_x)/(b)).^2).*exp(-.5*((axe_x)/(b)).^2);
plot(axe_x,g,'b');hold on;
for j=1:np
    plot(x(j),sm(j),'d')
end
plot([0,distance],[0 0],'k');
xlabel('Distance (mm)')
ylabel('Contrainte(MPa)')

```

```

% -----Calcul de la somme des erreurs au carré-----
% Calcul de la somme des erreurs au carré
somme=0;
for j=1:np
    %Équation de distribution de la contrainte en fonction de la distance
    f(j) = s0*u3*(1-((r(j))/(u2))^2)*exp(-.5*((r(j))/(u2))^2)-sm(j);
    %Delta somme
    fu2(j) = 2*s0*u3*r(j)^2/u2^3*exp(-1/2*r(j)^2/u2^2)+s0*u3*(1-r(j)^2/u2^2)
    *r(j)^2/u2^3*exp(-1/2*r(j)^2/u2^2);
    fu3(j) = s0*(1-r(j)^2/u2^2)*exp(-1/2*r(j)^2/u2^2);
    %Calcul de la somme
    somme = somme + f(j)^2; % somme = fonction value 'F'
end
somme;

```

ANNEXE 3

Programme de prédiction de contraintes pour l'acier inoxydable martensitique

```

%-----
clc;clear;close all;%
%-----Paramètres variables-----
a0=5; b0=18; s0=400; r0=-400; % Estimation des valeurs initiales
e0=3; f0=-2;
m0=2; n0=3;
nit=0;
nitmax=500; % Nombre d'itération max
modere=.01; % Pas du facteur de correction
%-----Points de mesure expérimentaux-----
x2=[ 10.6 13.15, 14 22.2 30];%Position des points mesurés après 10 mm
sm2=[ 333 79 12 -78 -100];%Valeurs de contraintes des points mesurés après 10 mm
np=length(x2); % Nombre de points de mesure
%-----Graphique avec les valeurs initiales-----
distance=40; %Longueur de l'axe 'x'
axe_x=linspace(0,distance,400);% Division de 'n' élément de l'axe 'x'
g= (r0 + (s0-r0)*(e0*(axe_x/a0).^m0 + f0*(axe_x/a0).^n0)).*(axe_x<a0)% Pnt de
mesure entre 0 et a
g=g+s0*(1-((axe_x-a0)/(b0-a0)).^2).*exp(-.5*((axe_x-a0)/(b0-
a0)).^2).*(axe_x>=a0);% Point de mesure entre b et l'infini
plot(axe_x,g,'c');hold on;
%-----Transformation pour rendre les calculs sans dimensions-----
a=8; b=15; s=400; r=-400;% Valeurs de base initiales
u10=a/a0; u20=b/b0; u30=s/s0; x10=x2/a0;% Estimation de départ des valeurs 'u',
indépendantes des valeurs a0, b0, s0
cor=[u10; u20; u30]; % a0 et b0 dans la matrice 'cor'
%-----Sous programme pour les valeurs A_B_S -----
abs70
%-----Affichage des résultats-----

```

```

u1final = cor(1); u2final = cor(2); u3final = cor(3);
u_initiaux_2 = [u10, u20, u30] % Afficher les vecteurs 'u' initiaux
u_finaux = cor % Afficher le vecteur 'u' final
a_b_r_s_initiaux = [a0 b0 r0 s0]; %Afficher les vecteurs a b s initiaux
a_finale = a0*u1final; a = a_finale;
b_finale = b0*u2final; b = b_finale;
s_finale = s0*u3final; s = s_finale;
r_finale = -s_finale;
r = r_finale;
a_b_r_s_finaux = [a_finale b_finale r_finale s_finale]; %Afficher les vecteurs a b s
finaux
a_b_r_s_initiaux
a_b_r_s_finaux
%----- Graphique-----
g= (r + (s-r)*(e0*(axe_x/a).^m0 + f0*(axe_x/a).^n0)).*(axe_x<a);
% Pnt de mesure entre 0 et a
g=g+s*(1-((axe_x-a)/(b-a)).^2).*exp(-.5*((axe_x-a)/(b-a)).^2).*(axe_x>=a);
% Pnt de mesure entre b et +
plot(axe_x,g,'r');hold on;
for j=1:np
plot(x2(j),sm2(j),'d')
end
plot([0,distance],[0 0],'k'); xlabel('Distance (mm)') ylabel('Contrainte (MPa)')

```

```

%-----Sous programme pour les valeurs A_B_S -----
nit=0;precedent=0;pourcent=1;
while (pourcent>0.0001)*(nit<nitmax)
    nit=nit+1;nit2=nit;
    u1=cor(1); u2=cor(2);u3=cor(3);
    %-----
    calsom70; % Exécution du sous-programme pour calculer la somme
    %-----
    somme1=somme; %somme1 = somme précédente
    u11=u1; u22=u2; u33=u3;
    % Direction opposée du gradient; Somme=min lorsque d(somme)/da=0 et
d(somme)/db=0
    Fu1=0; Fu2=0; Fu3=0;
    for j=1:np
        Fu1=Fu1-2*f(j)*fu1(j); % gradient u1
        Fu2=Fu2-2*f(j)*fu2(j); % gradient u2
        Fu3=Fu3-2*f(j)*fu3(j); % gradient u3
    end
    facteur1=modere*abs(u10/Fu1); % Facteur u1
    facteur2=modere*abs(u20/Fu2); % Facteur u2
    facteur3=modere*abs(u30/Fu3); % Facteur u3
    facteur=min([facteur1, facteur2, facteur3]);%Prendre le plus petit facteurs 1,2 ou 3
    u1 = u11 + facteur*Fu1; % Nouvelle valeur de u1 corrigée
    u2 = u22 + facteur*Fu2; % Nouvelle valeur de u2 corrigée
    u3 = u33 + facteur*Fu3; % Nouvelle valeur de u3 corrigée
    %-----
    calsom70 % Appel au sous-programme pour calculer la somme
    %-----
    while somme>somme1 % somme1 = somme précédente

```

```
facteur=facteur/2;
u1 = u11 + facteur*Fu1;% Nouvelle valeur de u1 corrigée
u2 = u22 + facteur*Fu2;% Nouvelle valeur de u2 corrigée
u3 = u33 + facteur*Fu3;% Nouvelle valeur de u3 corrigée
u1_u2_u3= [u1 u2 u3]; % vector of value u1 u2 u3
%-----
    calsom70 % Appel au sous-programme pour calculer la somme
%-----
end
cor=[u1, u2, u3]; % Substitution de a et b dans le vecteur 'cor'
if somme>0
    pourcent=100*abs(somme-precedent)/somme;
else
    pourcent=0
end
precedent=somme;
end
```

```

%----- sous-programme pour calculer la somme des erreurs-----
somme=0;
for j=1:np
    if x10(j)>u10
        f(j) = s0*u3*(1-((a0*x10(j)-a0*u1)/(b0*u2-a0*u1))^2)*exp(-.5*((a0*x10(j)-
a0*u1)/(b0*u2-a0*u1))^2)-sm2(j);
        %Delta somme
        fu1(j) = s0*u3*(2*(a0*x10(j)-a0*u1)/(b0*u2-a0*u1)^2*a0-2*(a0*x10(j)-
a0*u1)^2/(b0*u2-a0*u1)^3*a0)*exp(-1/2*(a0*x10(j)-a0*u1)^2/(b0*u2-
a0*u1)^2)+s0*u3*(1-(a0*x10(j)-a0*u1)^2/(b0*u2-a0*u1)^2)*((a0*x10(j)-
a0*u1)/(b0*u2-a0*u1)^2*a0-(a0*x10(j)-a0*u1)^2/(b0*u2-a0*u1)^3*a0)*exp(-
1/2*(a0*x10(j)-a0*u1)^2/(b0*u2-a0*u1)^2);
        fu2(j) = 2*s0*u3*(a0*x10(j)-a0*u1)^2/(b0*u2-a0*u1)^3*b0*exp(-1/2*(a0*x10(j)-
a0*u1)^2/(b0*u2-a0*u1)^2)+s0*u3*(1-(a0*x10(j)-a0*u1)^2/(b0*u2-
a0*u1)^2)*(a0*x10(j)-a0*u1)^2/(b0*u2-a0*u1)^3*b0*exp(-1/2*(a0*x10(j)-
a0*u1)^2/(b0*u2-a0*u1)^2);
        fu3(j) = s0*(1-(a0*x10(j)-a0*u1)^2/(b0*u2-a0*u1)^2)*exp(-1/2*(a0*x10(j)-
a0*u1)^2/(b0*u2-a0*u1)^2);
        %Calcul de la somme
        somme = somme + f(j)^2; % somme = function value 'F'
    else
        f(j) = r0*u2 + (s0*u3 - r0*u2)*(e0*(x10(j)/u1)^m0+f0*(x10(j)/u1)^n0)-sm2(j);
        %Delta somme
        fu1(j) = (s0*u3-r0*u2)*(-e0*(x10(j)/u1)^m0*m0/u1-f0*(x10(j)/u1)^n0*n0/u1);
        fu2(j) = r0-r0*(e0*(x10(j)/u1)^m0+f0*(x10(j)/u1)^n0);
        fu3(j) = s0*(e0*(x10(j)/u1)^m0+f0*(x10(j)/u1)^n0);
        %Calcul de la somme
        somme = somme + f(j)^2; % somme = function value 'F' end
    end; end;

```


ANNEXE 4

Instrumentations

Omega

Thermocouple de précision

TC5-GG-K-30-72

Description Thermocouple à fil mince de précision.



Distributeur : Omega Environmental INC.

Montréal (514)-856-6928 www.omega.ca

| Températures de mesures | Précision |
|-------------------------|-----------|
| -200° à 1250°C | ±2.2°C |

Dimensions

Longueur 183 cm

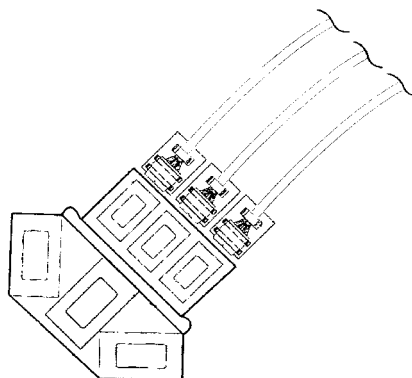
Diamètre 0.254 mm

HPI

Jauge de contrainte à utilisation dans des conditions extrêmes

HBWAHR-12-250-6-3CB

Description La série HBW est une jauge soudable utilisée pour des mesures de contrainte triaxiale à de très hautes températures.



Distributeur : HITEC PRODUCTS INC.

États Unis (978)-722-8963 www.hitecprod.com

Plage de mesures Températures d'utilisation

$\pm 5000 \mu\text{m/m}$

23° à 800°C

Dimensions (mm) Resistance

Longueur

-

120 $\Omega \pm 1\%$

Largeur

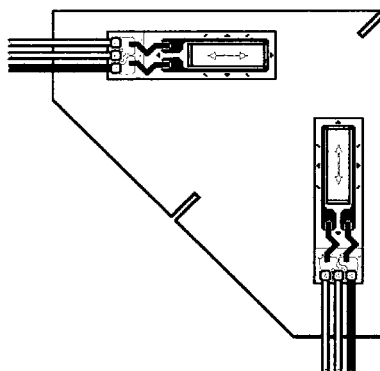
-

Micro-Measurements

Jauge de contrainte à utilisation dans des conditions sévère

LWK-06-250D-350

Description La série LWK est une jauge soudable utilisée pour des mesures de contrainte biaxiale à hautes températures.



Voir Catalogue 500 pour plus de détails.

Distributeur : INTERTECHNOLOGY INC.

Montréal (514) -333-0930 www.intertechnology.com

| Plage de mesure | Températures d'utilisation | courte période |
|--------------------------|---|---------------------|
| $\pm 5000 \mu\text{m/m}$ | $-195^\circ \text{ à } 260^\circ\text{C}$ | 290°C |

| Dimensions | (mm) | Resistance |
|-------------------|-------------|------------------------|
| Longueur | 29.2 | $350 \Omega \pm 0.4\%$ |
| Largeur | 29.2 | |

Micro-Measurements

Jauge de contrainte à utilisation spécial

EA-06-062RE-120

Description Modèle RE destiné à utilisation générale pour la mesure de contraintes résiduelles. Conçue pour être utilisés avec la tour de fraisage RS-200.



Voir Catalogue 500 pour plus de détails.

Distributeur : INTERTECHNOLOGY INC.

Montréal (514) -333-0930 www.intertechnology.com

| Dimensions | mm | Resistance |
|-------------------------|-----------|-------------------------|
| Dia. de jauge | 10.70 | 120 Ω \pm 0.4% |
| Dia. de moyen de mesure | 5.13 | |
| Dia. perçage (Min.) | 1.50 | |
| Dia. de perçage (Max.) | 2.00 | |

ANNEXE 5

Logiciel de calculs des contraintes

H-DRILL

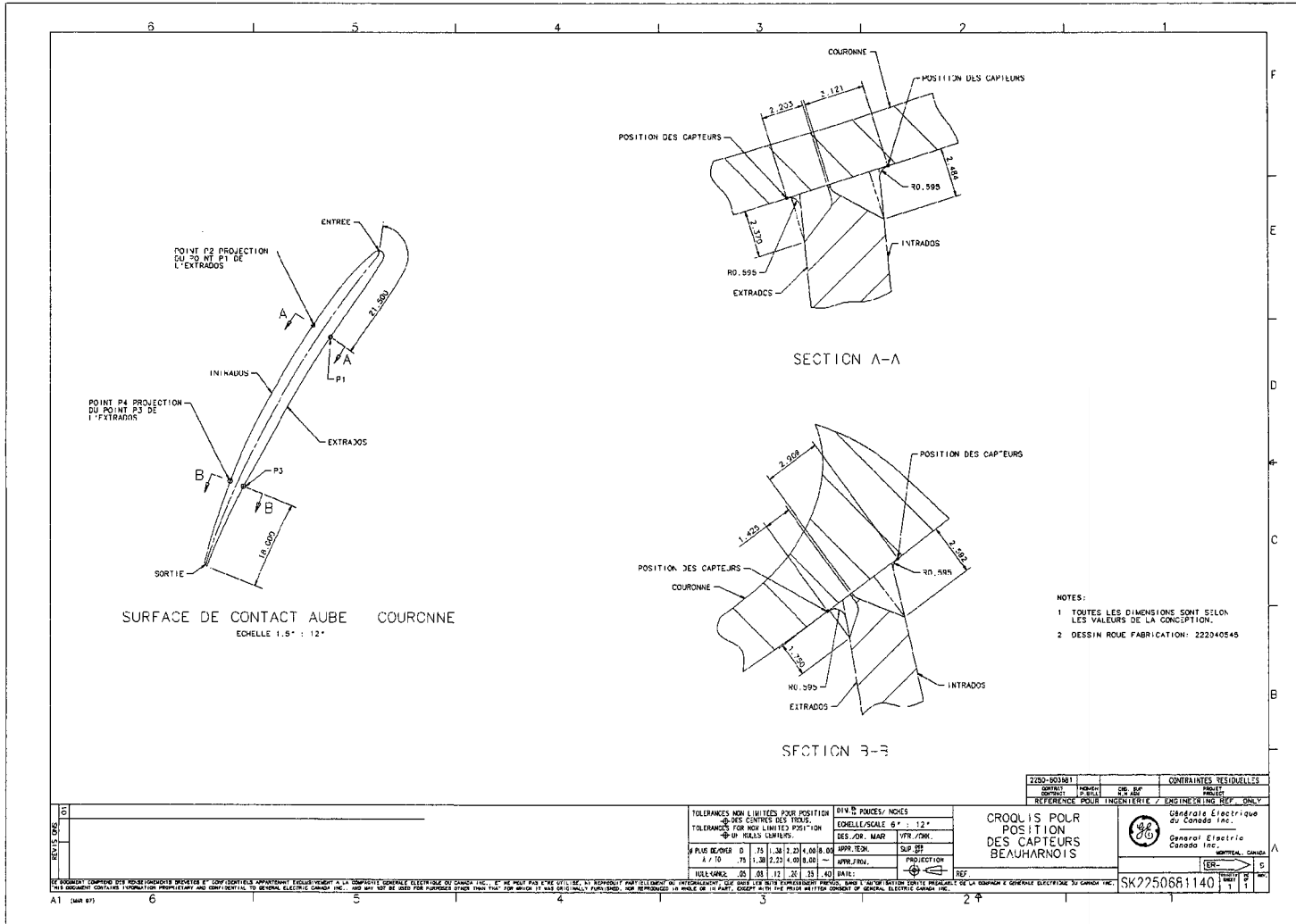
Hole-Drilling Residual Stress Calculation Program

IREQ

Version 2.30, (c) Gary S. Schajer, 2003.

ANNEXE 6

Croquis pour la position des capteurs



SURFACE DE CONTACT AUBE COURONNE
ECHELLE 1.5" : 12"

SECTION A-A

SECTION B-B

- NOTES:
- 1 TOUTES LES DIMENSIONS SONT SELON LES VALEURS DE LA CONCEPTION.
 - 2 DESSIN ROUE FABRICATION: 222340548

6
5
4
3
2
1
F
E
D
C
B
A

THIS DOCUMENT CONTAINS INFORMATION PROPRIETARY AND CONFIDENTIAL TO GENERAL ELECTRIC CANADA INC. AND MAY NOT BE USED FOR PURPOSES OTHER THAN THAT FOR WHICH IT WAS ORIGINALLY PUBLISHED, NOR REPRODUCED IN WHOLE OR IN PART, EXCEPT WITH THE PRIOR WRITTEN CONSENT OF GENERAL ELECTRIC CANADA INC.

| | |
|---|-------------------------|
| 2220-50381 | CONTRAINTES RESIDUELLES |
| CONTRACT NO. | PROJ. |
| REV. | DATE |
| REFERENCE POUR L'INGENIERIE | ENGINEERING REF ONLY |
| General Electric Canada Inc. TORONTO, CANADA | |
| | |
| CROQUIS POUR POSITION DES CAPTEURS BEAUHARNOIS | |
| REF: SK2250661140 | |

BIBLIOGRAPHIE

- [1] Koichi Masubuchi, - 1998 –"*Code ASM*", Residual Stresses and Distortion, Vol. 6, p1094-1097.
- [2] S.Murugan, P.V. Kumar, B. Raj, M.S.C. Bose, -1998 –"*International Journal of Pressure Vessels and Piping*", Temperature distribution during multi pass welding plates, p891-905.
- [3] S.Murugan, Sanjai K. Rai, P.V. Kumar, T. Jayakumar, Baldev. Raj, M.S.C. Bose, - 2001 –"*International Journal of Pressure Vessels and Piping*", Temperature distribution and residual stresses due to multi pass welding in type 304 stainless steel and low carbon steel weld pads, p307-317.
- [4] T.Nitschke-Pagel, H.Wohlfahrt Bose, - 2002 –"*Materials Science Forum* ", Residual Stresses in Welded Joints – Sources and Consequences, Vols 404-407, p891-905.
- [5] M.Mochizuki, M.Toyoda, T.Kubo, Y.Morokage, - 2004 –"*American Society of Mechanical Engineers, PVPE*", Residual Stresses Reduction by using Weld Metal with Property of Low Temperature Phase Transformation, Vols. 479, p77-83.
- [6] C.Veiga, A.Loureiro, J.Pina, A.Castanhola–"*Materials Science Forum* ", Residual Stresses Distribution in Butt Welded Joints – Effect of the Weld Groove Shape, Vols 404-407, p387 -392.
- [7] J.R. Cho, B.Y. Lee, Y.H. Moon, C.J. Van Tyne, - 2004 –"*Journal of Material Processing Technology* ", Investigation of Residual Stress and Post Weld Heat Treatment of Multi-Pass Welds by Finite Element Method and Experiments, Vols 155-156, p1690-1695.
- [8] M. Mochizuki, M. Hayashi, T. Hattori, - 2000 –"*Journal of Pressure Vessel Technology, transaction of the ASME*", Residual stress distribution depending on welding sequence in multi-pass welded joints with X-schape groove, Vols 122, p27-31.
- [9] J-M Dorlet, J-P Baïlon, J. Masounave, - 1999 –"*Édition de l'École Polythtechnique de Montréal*", Des Matériaux, p155-156

- [10] Prime M.B., - April 2001 – "*Cross-sectional of Residual Stresses by Measuring the Surfaces Contour after a Cut*", Journal of Engineering Materials and Technology, Vol. 123 pp162-168.
- [11] P.J. Withers, H. K. D. H. Bhadeshia, - 2001 – "*Materials Science and technology*", Residual Stress Part 1 Measurement technique, Vols 17, p355-365.
- [12] Lewis R.W., Seetharamu K.N., Zainal Z.A., et Hassan A.Y. - 2002 – "*Handbook of Residual Stresses and Deformation of Steel*", ASM International ®, Residual Stress Formation Processes during Casting, p361-371.
- [13] Ericsson T., - 2002 – "*Handbook of Residual Stresses and Deformation of Steel*", ASM International ®, The Effect of Final Shaping Prior to Heat Treatment, p150-158.
- [14] Wang Z. and Gong B., - 2002 – "*Handbook of Residual Stresses and Deformation of Steel*", ASM International ®, Residual Stress in Forming of Materials, p144.
- [15] Lu J., - 1996 – "*Handbook of Measurement of Residual Stresses*", Society for Experimental Mechanics, Inc.
- [16] Ngoc D. C., - 2002 – "Présentation sur la diffraction par rayon X", [En ligne]. www.chez.com/deuns/sciences/drx/drx.html (Consulté le 1 mars 2006).
- [17] Vishay micro-measurements,- 2005 – "Measurement of residual stress by the hole-drilling strain gage method", [En ligne]. www.vishay.com (Consulté le 15 janvier 2006).
- [18] Saquet O., - 1998 – "Mesure des contraintes résiduelles par ultrasons application au cas d'une pièce d'acier trempée", [En ligne]. www.ambafrance-ma.org/archives/marocweb/projet04/soli1.htm (Consulté le 11 septembre 2006).
- [19] Saquet O., - 2006 – "Le bruit Barkhausen : techniques d'évaluation non destructives", [En ligne]. www.techniques-ingenieur.fr/dossier/le_bruit_barkhausen_technique_d_evaluation_non_destructive/R1404_03_1998 (Consulté le 12 septembre 2006).
- [20] Grant V. P., - 2003 – "2-D Residual Stress Mapping Using the Contour Method: A Technique Review", [En ligne]. [http:// www.lanl.gov/contour/](http://www.lanl.gov/contour/) (Consulté le 13 septembre 2006).