



UNIVERSITE M'HAMED BOUGARA – BOUMERDES

FACULTE DES HYDROCARBURES ET DE LA CHIMIE

DEPARTEMENT DE TRANSPORT ET EQUIPEMENTS DES HYDROCARBURES  
LABORATOIRE DE FIABILITE DES EQUIPEMENTS PETROLIERS ET MATERIAUX

## **MEMOIRE DE MAGISTER**

SPECIALITE : GENIE MECANIQUE

OPTION : Tribologie et Maintenance Industrielle

Présenté par :

**Mme ATMANI TAOUS DORIA**

### THEME

**Investigation sur l'utilisation du procédé de traitement  
superficiel « oxydation par micro-arcs OMA. », appliqué  
aux ailettes d'une turbine à vapeur.**

Monsieur <b>SETTOU Nouredine</b>	Maître de conférences (U. Ouargla)	Président
Monsieur <b>SMATI Abdenacer</b>	Professeur (UMBB)	Examinateur
Monsieur <b>BALISTROU Mourad</b>	Maître de conférences (UMBB)	Examinateur
Monsieur <b>REZZOUG Mouloud</b>	Chargé de cours (UMBB)	Examinateur
Monsieur <b>BOUALI Elahmoune</b>	Chargé de cours (UMBB)	Examinateur
Monsieur <b>ABDELBAKI Nouredine</b>	Maître de conférences (UMBB)	Rapporteur

**Boumerdès 2006**

# SOMMAIRE

<b>NOTATIONS</b>	1
<b>RESUMES</b>	3
<b>INTRODUCTION</b>	5
<b>CHAPITRE I : PRINCIPALES CAUSES DE DEFAILLANCE D'UNE TURBINE A VAPEUR</b>	10
I.1 PRESENTATION DE LA TURBINE A VAPEUR SCHNEIDER	10
I.1.1 Spécifications de la turbine à vapeur SCHNEIDER	
I.1.2 Composants de la turbine à vapeur SCHNEIDER	
I.3 AVARIES SUR LA TURBINE	19
I.3.1 Analyse de la rupture des ailettes	
A/ Origines de défaillance d'une ailette	
B/ Rupture des ailettes	
I.4 AMELIORATION DE LA DUREE DE VIE DE LA TURBINE A VAPEUR	25
I.4.1 Critères de choix pour le programme d'amélioration	
I.4.2 Critères de choix du matériau	
I.4.3 Choix de l'aluminium	
<b>CHAPITRE II : OXYDATION PAR MICRO-ARCS</b>	30
II.1 LA METHODE D'OXYDATION PAR MICRO-ARCS	30
II.2 DESCRIPTION DE L'INSTALLATION DE TRAITEMENT SUPERFICIEL PAR OMA.	36
II.3 RESULTATS DES ESSAIS A LA TRACTION DE L'ALLIAGE 2024	37
II.4 RESULTATS DES ESSAIS DE L'ALLIAGE 2024 A LA FORMATION DE FISSURES LORS D'UNE TRACTION	41
<b>CHAPITRE III : CALCUL THERMODYNAMIQUE</b>	43
III.1 ANALYSE THERMODYNAMIQUE DES ECHANGES D'ENERGIE	45
III.1.1 Fonction enthalpie	
III.1.2 Ecoulement de la vapeur	
III.1.3 Etage de turbine à réaction	
III.1.4 Calcul de la chute d'enthalpie	
III.2 TRACE DU TRIANGLE DES VITESSES	50
III.2.1 Tracé du triangle des vitesses du premier étage	
III.2.2 Tracé des triangles des vitesses du huitième étage	
III.4 TABLEAU DES RESULTATS	57

<b>CHAPITRE IV : DETERMINATION DES PARAMETRES DE CALCUL A L'AIDE DU LOGICIEL SOLID WORKS</b>	<b>59</b>
IV.1 : Etape 1 RECONSTRUCTION DE L'AILETTE	60
IV.2 : Etape 2 PROPRIETES DE MASSE DE L'AILETTE	61
IV.3 : Etape 3 DETERMINATION DES PARAMETRES GEOMETRIQUES	63
IV.4 : Etape 4 CALCUL GRAPHIQUE DES COORDONNEES $Y_1$ ET $Z_1$	66
<b>CHAPITRE V : CALCUL A LA RESISTANCE MECANIQUE DE L'AILETTE DE LA DERNIERE RANGEE DE LA TURBINE A VAPEUR (BP)</b>	<b>68</b>
V.1. CHARGES APPLIQUEES A L'AILETTE	69
V.1.1 : Analyse de calcul des efforts de flexion	
V.1.2 : Calculs des efforts subits par l'ailette de la huitième roue	
V.1.3 : Calculs des moments de flexion subits par l'ailette	
V.1.4 : Détermination de la contrainte de flexion	
V.1.5 : Détermination de la contrainte de traction	
V.1.6 : Calcul de la contrainte de flexion et de la traction dans la cinquième zone (pied d'aube)	
1 <sup>ier</sup> cas : Calcul pour l'acier	
1. Calcul de la contrainte de flexion	
2. Calcul de la force centrifuge	
3. Calcul de la contrainte total subie par l'ailette	
2 <sup>ieme</sup> cas : Calcul pour l'alliage d'aluminium	
1. Calcul de la contrainte de flexion	
2. Calcul de la contrainte de traction	
3. Calcul de la contrainte totale	
V.2 : COMPARAISON	97
<b>CONCLUSION</b>	<b>99</b>
<b>BIBLIOGRAPHIE</b>	<b>102</b>
<b>ANNEXE A : PRINCIPE DE L'ANODISATION</b>	
<b>ANNEXE B : EQUATION D'EULER</b>	
<b>ANNEXE C : DEMONSTRATION DU CALCUL DE L'EFFORT AXIAL</b>	
<b>ANNEXE D : LA TURBINE A VAPEUR</b>	

## NOTATIONS

## 1 - Grandeurs physiques :

P : pression  
T : température  
 $\rho$  : masse volumique  
V : volume  
 $v_0$  : volume spécifique  
dm : masse élémentaire

## 2 - Grandeurs énergétiques :

P : puissance  
W,  $\tau$  : travail  
Q : quantité de chaleur  
 $\Delta h$ , h : enthalpie massique  
s : entropie massique  
U : énergie interne

## 3 - Evolutions thermodynamiques

$\Delta T$  : différence de température  
 $\eta$  : rendement énergétique

## 4 - Grandeurs géométriques :

## Longueurs, surfaces :

b : largeur d'une grille d'aube  
c : corde d'une aube  
d : diamètre  
l : longueur de l'ailette  
 $r_i$  : rayon  
S : section de passage  
t : pas de l'aube  
z : le nombre d'aubes  
 $s_i$  : section de l'aube au rayon considéré  
 $\mu_\delta$  : rapport entre sections extrêmes  
 $P_i$  : périmètre de la roue au rayon considéré  
 $\Delta x_i$  : longueur d'un tronçon

## Angles :

- $i_m$  : incidence de la vitesse moyenne sur la corde
- $\alpha$  : angle formé entre la vitesse absolue et la vitesse circonférentielle
- $\beta$  : angle entre la vitesse relative et la vitesse circonférentielle
- $\gamma, (\theta)$  : angle de calage d'une aube
- $\theta$  : angle du squelette et du profil

## 5 - Grandeurs cinématiques :

## Grandeurs dimensionnées :

- $N$  : vitesse de rotation en tours par minute
- $q$  : débit massique
- $u$  : vitesse périphérique, d'entraînement, circonférentielle.
- $V, v$  : vitesse absolue
- $w$  : vitesse relative
- $\omega$  : vitesse de rotation en radians par seconde
- $\Delta w_u$  : déviation angulaire (roue mobile)

## coefficients adimensionnels :

- $\mu$  : coefficient de travail
- $\nu$  : coefficient de vitesse axial
- $\sigma$  : degré de réaction
- $\phi$  : coefficient de ralentissement (distributeur)
- $\psi$  : coefficient de ralentissement (roue)

## 6 - Grandeurs dynamiques et énergétiques :

- $F$  : poussé, force
- $R$  : réaction des parois sur le fluide
- $C$  : couple moteur
- $C_A, C_L$  : forces centrifuges : partie active et partie avec liaison
- $\sigma_{fl}, \sigma_t$  : contraintes de flexion et de traction
- $M_Y, M_Z$  : moment de flexion par rapport aux axes  $G_y, G_z$
- $I_x, I_y, I_z$  : moments d'inertie par rapport à l'axe neutre

## الموضوع

تجربات في استعمال طريقة جديدة للمعالجة السطحية.  
الأكسدة عن طريق ميكرو-شراة مطبقة لاجنحة العنفة البخارية

### الخلاصة

الاكتشافات الجديدة حول قابلية بعض الأمزجة لاستبدال الصلب في الإنشاءات الميكانيكية تدفعنا لأجراء بحوث قصد تكييف بعض الأمزجة الخفيفة و باختصة الثمن لاستعمالها على الآلات الحاضرة.

.بعض الآلات لها حدود التشغيل وهذا راجع الى تدهور أعضاء الآلة الناتج عن التآكل السريع الحاصل عن إجهاد في التشغيل. والذي يتطلب إصلاحات حديثة.

لاحظنا أن أجنحة العنفة البخارية متعرضة إلى إجهاد قوي و تآكل سريع. خاصة لتواجد البخار المملوء بقطرات الماء التي تصطدم بالأجنحة و تحدث تلف في تلك.

الهدف الرئيسي من هذه الدراسة هو استبدال المادة المستخدمة لصناعة جناحات العنفة البخارية الحالية والمصنوعة اصليا من الصلب. ذلك يسمح لنا بتخفيف أعضائها و تقوية مقاومتها للاعتداءات الخارجية و الإجهاد القوية.

الاستبدال يكون بمزيج الألمنيوم والنحاس المعالج سطحيا. تتمثل هذه المعالجة في "الأكسدة عن طريق ميكرو شراة" عن طريق هذه المعالجة السطحية يمكن إنشاء على مستوى سطح هذا العضو طبقة أكسيد الألمنيوم. هذه المادة تسمح بحماية فعالة لسطح الجناح. وهذا ما يسمح لنا بوضع حد لتدهور هذه الأعضاء.

دراستنا تتمحور في خمسة أجزاء.

**Theme:**  
**Investigating on the utilization of new method of superficial treatment:**  
**oxidization by electric-bows (OMA), applied to blades of steam**  
**turbine.**

**ABSTRACT :**

Recent discoveries on aptitude of certain alloy to replace steels in mechanical constructions, requires us to make researches to adapt some alloys to the existing constructions. Some machines present working limits, which is due to the master components deterioration as a consequence of a fast usury provoked by the more and more elevated working constraints what requires of the wear and more frequent repairs which limits machine performances.

We have noticed that the blades of steam turbines are submitted to strong aggressions: such as corrosion, erosion, dirt, creep in addition to vibrations caused by the centrifugal forces to weights of the machine.

Our main objective through this study is to try to adapt a new aluminium alloys in the construction of the blades of the steam turbine to replace steel already used for this construction. This will permit: in the first place, to decrease the weight of this machine parts and at the same time reduce the stresses induced. In second place to increase the resistance of the blades to environmental aggressions.

Bearing in mind that the aluminium itself has of resistance limits, one has to achieve a modification of the surface state of the new alloy allowing to modify the mechanical characteristics of the alloy, while reinforcing the mechanical properties that would permit to support working service conditions of the steam turbine.

This new method of surface treatment by advanced anodisation, called oxidisation by electric micro-bows permits to improve the mechanical features and tribotechniqueses, as well as holding to the certain material corrosion. a recent enough process that applies on materials oxydableses and characterising itself by an oxidisation by micro-electric sparks.

With this process it is possible to create on the surface of our piece in aluminium or one of its alloys a new layer composed of very resistant insertions of  $\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$  phase dispersed in  $\gamma\text{-Al}_2\text{O}_3$  phase bound to basis elements.

The economic effect induces by the application of this method in some installation of the oil industry is very significant.

## INTRODUCTION

Les découvertes récentes sur l'aptitude de certains alliages à remplacer les aciers dans les constructions mécaniques, nous motivent à prospecter les possibilités d'adapter certains alliages légers et moins chers, à des constructions existantes. Certaines machines présentent des limites de fonctionnement, cela est dû à la détérioration des pièces maîtresses conséquence d'une usure rapide provoquée par les contraintes de fonctionnement de plus en plus élevées ce qui nécessite des réparations de plus en plus proches limitant ainsi les performances de la machine.

Nous avons constaté que l'ailettage des turbines à vapeur était soumis à de fortes agressions : corrosion, érosion, encrassement, fluage en plus des vibrations causées entre autre par les forces centrifuges dues aux poids des constituants de cette machine.

Notre objectif principal à travers cette étude est d'essayer d'adapter un nouveau alliage d'aluminium dans la construction de l'ailettage de la turbine à vapeur pour remplacer l'acier déjà utilisé pour cette construction ; ce qui permettra : en premier lieu, de diminuer le poids de cet ensemble et par la même les contraintes qui en découlent. En second lieu essayer d'augmenter la résistance de l'ailettage aux agressions du milieu d'exploitation.

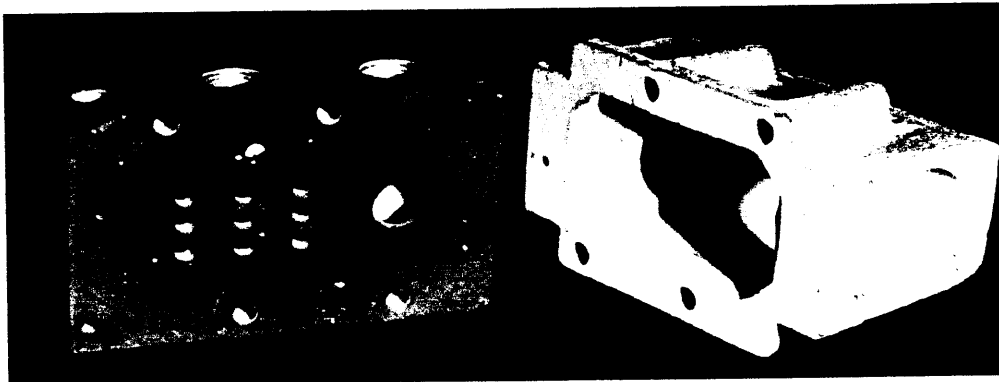
Sachant que l'aluminium lui-même présente des limites de résistance, l'approche consiste donc, à réaliser une modification de l'état de surface de l'un de ses alliages, pour améliorer ses caractéristiques mécaniques et leur permettent ainsi de supporter les paramètres ainsi que les conditions de fonctionnement de la turbine à vapeur.

Une méthode de traitement superficiel par anodisation poussé, appelée « oxydation par micro-arcs électriques » permet d'améliorer les caractéristiques mécaniques et tribotechniques, ainsi que la tenue à la corrosion de certains matériaux. Un procédé qui s'applique sur les matériaux oxydables et se caractérisant par une oxydation de la surface au moyen de micro-arcs électriques.

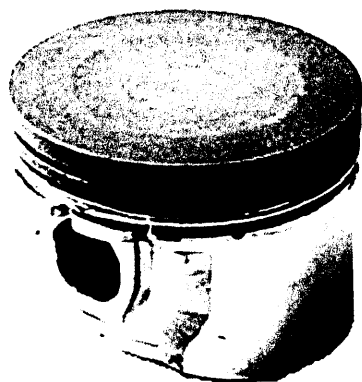
Par ce procédé il est possible de créer sur la surface de la pièce en aluminium ou l'un de ces alliages, une couche d'un nouveau revêtement très résistant.

L'effet économique engendré par l'application de cette méthode dans certaines installations de l'industrie pétrolière est très significatif. Le coût des pièces en alliage d'aluminium traitées par la méthode d'oxydation par micro-arcs est de 30 à 50% inférieur à celui des pièces traitées par des méthodes conventionnelles [52].

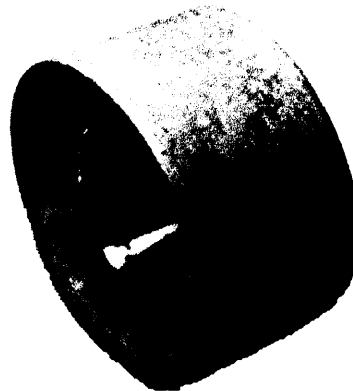
Des essais en laboratoire, réalisés dans les laboratoires de mécanique appliquée de l'académie de pétrole et de gaz de Moscou [1], suivis par des applications à une échelle industrielle, ont confirmé la possibilité d'une exploitation réelle de ce procédé de traitement, pour des pièces mécaniques travaillants dans des couples de frottement. Particulièrement dans les répartiteurs de pression utilisés dans les systèmes de commande pneumatiques et traités par la méthode OMA. (Voir photo suivante), engendrant ainsi un effet économique de 2 millions de Dollars.



D'autres secteurs de l'industrie ont été conquis par ce procédé : secteur de la mécanique (fabrication de moteurs, pistons, pompes) ; secteur hydraulique ; secteur du textile.



Piston traité par OMA.



Bague traitée par OMA.

(photos prises sur internet)

Le même procédé a été appliqué à des thermocouples placés dans des fours travaillants à des températures avoisinants les 1200°C [52]. Evidemment après avoir projeté une couche d'aluminium sur ces doigts en acier et les avoir traités ensuite par (OMA). Ces thermocouples avaient une durée de vie de quatre jours, après traitement, leur durée de service est passée à vingt jours.

Des travaux ont été menés, dans l'élaboration d'ailettes de turbine à vapeur en alliage de titane le Ti-6Al-4V par le laboratoire du département « Turbine et Développement de la Nouvelle Energie, Toshiba Corporation », Yokohama, Japon. La substitution du matériau de construction concernait les ailettes longues des deux derniers étages de la basse pression [23].

Le titane présente le rapport  $E.L/\rho_m$  le plus favorable et une longue expérience dans le domaine aéronautique.

Des essais comparatifs ont été effectués sur l'ailette conventionnelle à 13% Cr, utilisée sur une turbine de puissance de 500 à 700 MW et d'autres sur celle en Titane qui peut être utilisée sur une turbine de 1000MW. Des tableaux comparatifs (Fig. 1) ont été établis sur lesquels on peut observer un gain de 1,6% sur le taux d'enthalpie par rapport à celle conventionnelle.

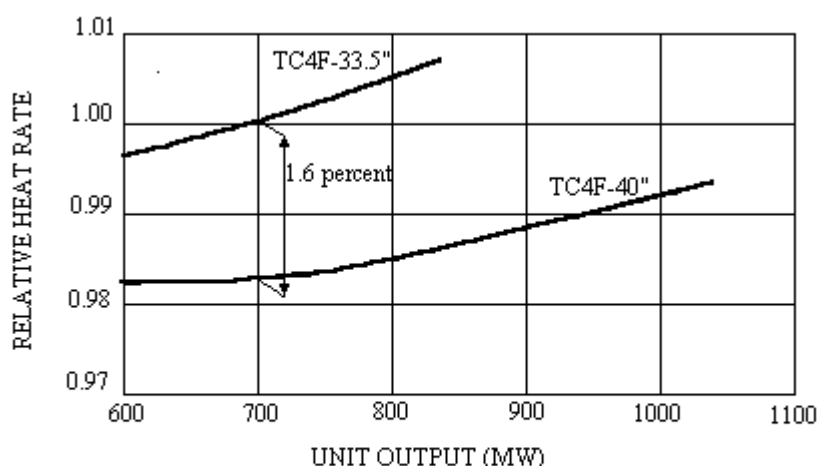


Fig 1. Heat rate improvement by forty inch blade

Les points suivants ont été pris en considération dans le choix de l'ailette en titane :

- La sélection de l'alliage de titane ;
- L'optimisation des écoulements complexes ;
- L'optimisation du modèle avec fixation en queue d'aronde ;
- L'optimisation des caractéristiques vibratoires ;
- La protection contre l'érosion

Néanmoins l'aspect économique nous stimule pour pousser nos investigations vers d'autres matériaux plus économiques, et qui ont déjà fait leur preuve dans le domaine industriel.

Notre travail est structuré en 5 chapitres :

### **Chapitre I :**

Une présentation de la turbine à vapeur 3.60 SCHNEIDER, située au niveau de la centrale thermique d'Alger-Port : ses caractéristiques, les différents composants essentiels constituant la turbine à vapeur.

Ensuite, nous exposons les principales causes de défaillance d'une turbine à vapeur. Nous définissons le rôle d'une ailette, avec description des défauts rencontrés sur l'ailettage : érosion, corrosion, encrassage, fluage. Nous citons les paramètres favorisant ces phénomènes, en exposant les critères pour l'amélioration de la durée de vie de la turbine à vapeur et les raisons du choix de l'alliage d'aluminium comme matériau de substitution.

### **Chapitre II :**

Nous présentons procédé de traitement superficiel, intitulé « oxydation par micro-arcs (OMA) » appliqué à l'aluminium et ses alliages, particulièrement le 2024.

Méthode qui offre au revêtement des propriétés supérieures à celles d'une simple anodisation et permet l'amélioration de la qualité de surface des pièces travaillant au frottement, ou exposées à des flux de solide ou de liquide contenant des particules abrasives.

Nous avons exposé l'impact du procédé en question sur le comportement mécanique de la couche superficielle obtenue sur l'alliage ; tel que la résistance à la traction et aux charges statiques.

Ainsi que l'aptitude de la couche superficielle à résister à la formation de fissures.

### **Chapitre III :**

Nous réalisons un calcul thermodynamique : les écoulements dans les turbomachines sont extrêmement complexes. Etant donné que celles-ci sont constituées d'une succession de grilles d'aubes fixes et mobiles, l'écoulement est donc de nature instationnaire, tridimensionnel et turbulent. Nous supposons le cas le plus simple, ensuite nous réalisons un calcul thermodynamique (de la manière la plus approximative possible) nous permettant de déterminer les paramètres essentiels, exemple : les vitesses axiales et tangentielles ainsi que les déviations du flux dans différentes sections de l'ailette de la dernière rangée de la turbine basse pression (BP).

### **Chapitre IV :**

Afin de pouvoir tirer les paramètres nécessaires pour la réalisation du calcul mécanique de l'ailette, pour les cas : acier et alliage d'aluminium, surtout en ce qui concerne certaines caractéristiques géométriques des sections d'ailettes, nous avons été amené à utiliser l'outil informatique, un logiciel de construction mécanique : le Solid Works, a été nécessaire pour la détermination de ces paramètres. Après reconstruction complète de l'ailette de la dernière rangée de la (BP), nous avons tirés les paramètres généraux (les propriétés de masse). Ensuite nous avons réalisé une discrétisation suivant les différentes zones pour définir les paramètres relatifs aux sections.

### **Chapitre V :**

Un calcul mécanique est élaboré utilisant des données obtenues dans les chapitres 4 et 5. C'est une partie basée sur la méthode de calcul analytique de la résistance des ailettes aux différentes contraintes statiques subites, lors du fonctionnement et au passage de l'écoulement du fluide. On réalise des calculs pour la détermination des efforts statiques subits par l'ailette de la dernière rangée de la BP. Pour les différents tronçons. Suivi par un calcul des aubes mobiles à la flexion et un calcul des aubes mobiles à la traction. En premier lieu, le calcul se fait avec le matériau de base de la construction de l'ailette, ensuite avec le nouveau matériau choisi, l'alliage d'aluminium le 2024. Nous finissons notre travail par une comparaison entre les différents paramètres ; ensuite conclusion.

# **CHAPITRE I : PRINCIPALES CAUSES DE DEFAILLANCE D'UNE TURBINE A VAPEUR.**

<i><b>Introduction</b></i>	10
<b>I.1 PRESENTATION DE LA TURBINE A VAPEUR SCHNEIDER (CENTRALE THERMIQUE D'ALGER PORT)</b>	10
I.1.1 Spécifications de la turbine à vapeur SCHNEIDER	10
I.1.2 Composants de la turbine à vapeur SCHNEIDER	11
<b>I.2 AVARIES SUR LA TURBINE</b>	19
I.2.1 Analyse de la rupture des ailettes	19
A/ Origines de défaillance	19
1 – L'érosion	19
2 – La corrosion	22
3 – Encrassement	24
B/ Rupture des ailettes	24
<b>I.3 AMELIORATION DE LA DUREE DE VIE DE LA TURBINE VAPEUR</b>	A
I.3.1 Critères de choix pour le programme d'amélioration	25
a/ Les raisons	26
b/ La faisabilité	26
c/ La pré-planification de l'amélioration	27
d/ principaux avantages	27
I.3.2 Critères de choix du matériau	27
I.3.3 Choix de l'aluminium	29
<i><b>Conclusion</b></i>	30

## ***Introduction***

Les turbines à vapeur d'eau sont des machines de base pour la production de l'électricité. Elles font partie de l'ensemble des turbomachines, pompes, ventilateurs, compresseurs et turbines qui jouent le rôle fondamental d'échangeur de travail entre un fluide moteur et un organe mécanique en mouvement constitué par un rotor. Elles permettent de transformer l'énergie disponible d'un fluide en énergie mécanique de rotation disponible sur un arbre avec un minimum possible de perte et, permettant d'entraîner une autre machine : alternateur pour la production d'électricité, compresseur, etc. (annexe D).

### **I.1 PRESENTATION DE LA TURBINE A VAPEUR SCHNEIDER (CENTRALE THERMIQUE DE SONELGAZ, ALGER-PORT)**

#### **I.1.1 Spécifications de la turbine à vapeur SCHNEIDER**

La turbine est alimentée par la vapeur surchauffée (540°C à la pression de 89 bar) provenant de la chaudière par deux vannes d'arrêt ou d'admission et six soupapes régulatrices, la vapeur arrive au premier étage à action appelée roue de Curtiss par injection partielle, jouant ainsi le rôle d'un étage de régulation de puissance de la turbine.

Après une détente importante dans l'étage de Curtiss (double roue à action), la vapeur est détendue dans une partie à réaction formée essentiellement de deux corps dont l'un est à haute pression qui comporte 26 étages et l'autre à basse pression à double flux qui comporte huit étages pour chaque flux, pour obtenir à la sortie une pression très basse.

La vapeur s'évacue par les brides d'échappement au condenseur. Au cours de la détente une partie de la vapeur est prélevée de la turbine par six conduites de soutirage pour alimenter les six réchauffeurs d'eau qui sont placés au niveau du poste d'eau.

La turbine est de type axiale combinée à action et réaction, à deux flux d'échappement. La liaison mécanique des rotors H.P., B.P. et alternateur est réalisée par deux accouplements rigides.

Les rotors sont posés sur six paliers porteurs, deux pour chaque rotor.

La butée est déposée dans le palier avant H.P.

Le poids de la turbine avec ses tuyauteries propres est de 250 tonnes. [66]

## I.1.2 Composants de la turbine à vapeur SCHNEIDER

### *Rotor H.P. : (photo2)*

Le rotor est en acier forgé spécial pour les hautes températures, évidé dans sa partie centrale et porte la roue double à action, 26 rangées d'aubes à réaction, collet de butée, pompe à huile principale et pompe de régulation. Il est supporté par deux paliers porteurs.

La roue double est réalisée par fraisage, les aubes sont reliées par soudure en groupe de trois et chaque groupe est fixé dans le rotor au moyen de rivets.

L'étanchéité est assurée par des barrages à léchettes ou dummy axiaux. Les aubes à réaction à profil constant sont obtenues par fraisage et ceux à profil variable par matriçage. Les aubes sont reliées entre elles par paquets en moyen de rubans rapportés.

Poids du rotor : 11,4 tonnes

Longueur totale du rotor : 5336,5 mm.

### *Rotor B.P. (photo 1)*

Le rotor est en acier spécial, monobloc, évidé dans sa partie centrale, il porte 16 rangées d'aubes à réaction et un pignon pour le virage. Il est supporté par deux paliers porteurs.

Les aubes sont reliées par paquets au moyens de rubans rapportés et les aubes de la dernière rangée de chaque flux sont à emmanchement latéral et reliées par étançon. Toutes les aubes sauf les dernières sont de type à extrémité étanches avec barrages radiaux.

Les aubes des trois dernières rangées de chaque flux sont revêtues par stellite sur le bord d'attaque côté extradados pour résister à l'érosion par eau.

Hauteur de la dernière aube : 500mm

Poids du rotor : 16,5 tonnes

Longueur totale du rotor : 4426,5 mm.



Photo 1 : rotor de la basse pression turbine à vapeur SCHNEIDER

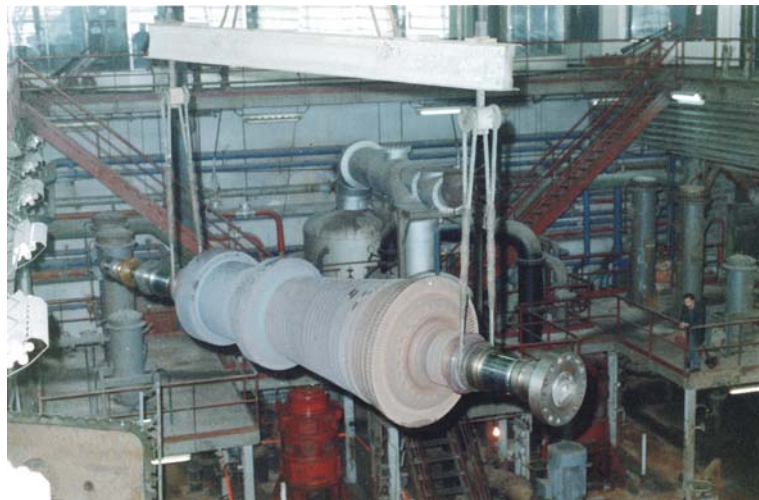


Photo 2 : rotor de la haute pression turbine à vapeur SCHNEIDER

### ***Enveloppes-stator (photo 3)***

Le stator est en acier moulé spécial. Les enveloppes et supports sont en deux parties assemblées par un joint horizontal, sans garnitures, situé dans le plan passant par l'axe du groupe.

Les surfaces d'appui de l'enveloppe intérieure, des portes aubes et porte - garnitures d'étanchéité sont dans le plan médian, la clavette de maintien en position longitudinal est construite de façon à éviter tout coincement dans le sens des dilations qui restent libre :

#### ***1. corps H.P.***

Il est composé de :

- une enveloppe extérieure de forme régulière pour éviter les déformations.
- Une enveloppe interne portant les tuyères de l'aubage.

L'injection de vapeur est du type à admission partielle avec 5 secteurs d'injection alimenté chacun par une soupape, à l'exception du secteur 1 qui est alimenté par deux soupapes.

Les tuyères sont fixées sur les chambres de tuyère à l'intérieur de l'enveloppe haute pression. Elles sont reliées aux soupapes par des conduites fixées sur l'enveloppe extérieure par soudure et glissant dans la chambre de tuyère.

Les aubages fixes à réaction, à profil constant, sont obtenus par fraisage et reliés entre elles par paquets au moyen des rubans rapportés.

La vapeur s'échappe du corps H.P. par une tubulure dirigée verticalement vers le centre du corps B.P.

#### ***2. corps B.P.***

Le stator est constitué par :

- une enveloppe proprement dite en fonte en deux parties assemblées suivant le plan horizontal et portant des aubages fixes (photo 4) ainsi que la tubulure d'amenée de vapeur et prise de soutirage.
- Deux tubulures d'échappement en fonte, disposées suivant le plan horizontal passant par le plan médian et le joint vertical.
- Des aubages qui sont tous à réaction.



Photo 3 : enveloppe stator (corps HP)



Photo 5 : connexion turbine BP et alternateur



Photo 4 : aubage fixe du corps BP

Les aubages fixes, à profil constant, sont obtenus par étirage et sont reliés entre eux par paquet au moyen des rubans rapportés.

La vapeur arrive à sa partie supérieure et se divise en deux flux divergents. L'échappement de la vapeur se fait dans un condenseur unique.

La turbine B.P. est protégée contre un vide insuffisant par deux membranes de déchirure en plomb déposées sur chaque sortie, car la turbine ne supporte sans déformation importante les pressions supérieures à 1 bar.

### ***Soutirages***

Les soutirages servent à réchauffer l'eau d'extraction et d'alimentation à travers les différents réchauffeurs du poste d'eau.

Les soutirages pris sur l'enveloppe B.P. sont :

- 1<sup>er</sup> soutirage : entre la 6<sup>ième</sup> et la 7<sup>ième</sup> rangée fixe.
- 2<sup>ième</sup> soutirage : entre la 3<sup>ième</sup> et la 4<sup>ième</sup> rangée fixe.

Les soutirages pris sur l'enveloppe extérieure H.P. sont :

- 3<sup>ième</sup> soutirage : en aval de la dernière rangée fixe.
- 4<sup>ième</sup> soutirage : entre la 21<sup>ième</sup> et la 22<sup>ième</sup> rangée fixe.
- 5<sup>ième</sup> soutirage : entre la 16<sup>ième</sup> et la 17<sup>ième</sup> rangée fixe.
- 6<sup>ième</sup> soutirage : entre la 10<sup>ième</sup> et la 11<sup>ième</sup> rangée fixe.

## **II.2 AVARIES SUR LA TURBINE**

### ***Introduction***

« La machine et l'entretien des machines parfait sous tous les rapport n'existe pas et, aussi bon que soit l'entretien, il se produit parfois des accidents de service » [28].

La turbine en tant que turbine de centrale génératrice, accomplit sans aucune espèce d'interruption, des temps de service d'une longueur parfois extraordinaire. Un service prolongé de plusieurs mois, sur plusieurs années. Dans la répartition des avaries entre les divers organes des turbines l'ailettage tient en général la première place, tandis que les autres pièces sont loin derrière.

## II.2.1 Analyse de la rupture des ailettes

L'ailettage partie vitale est donc soumis à des avaries ou modifications, il mérite une attention toute spéciale.

### *A / Origines de défaillance d'une ailette*

Parmi les différentes origines de défaillances rencontrées, on peut citer quelques cas :

- Erosion.
- Corrosion.
- Fluage.
- Encrassage.

Ces phénomènes causent :

- une diminution de rendement.
- légère augmentation du niveau vibratoire
- fragilisation de l'aube qui favorise la rupture par fatigue.

### **1 – L'érosion**

Le phénomène le plus remarquable est attribuable à une usure naturelle et habituelle. Ces avaries se produisent, le plus souvent, sur les tuyères et les aubages mobiles par érosion par l'eau. Ce phénomène qui apparaît surtout dans les étages B.P. des turbines à condensation, est dû principalement à la détente de la vapeur motrice. Ce phénomène est tributaire des lois de thermodynamique et ne peut être combattu que dans son ordre de grandeur mais non pas dans son principe [28].

Suivant la densité et la qualité de l'écoulement de vapeur, l'effet d'érosion est plus ou moins grand. Il est maximum dans la région de l'écoulement où la vapeur contient de l'eau plus ou moins finement répartie.

.....  
Le film d'eau qui s'est déposé sur les aubes fixes va, après le bord de fuite, se déchirer pour former une nappe de grosses gouttes qui vont venir frapper la région du bord d'attaque à une vitesse sensiblement égale à la vitesse d'entraînement, la vitesse propre des gouttes étant faible devant cette vitesse. Chaque impact donne naissance à une onde de pression plus ou moins violente suivant l'énergie de la goutte et sa direction ; sous l'effet de ces chocs répétés, il apparaît des micro-fissures à la surface de l'aube,

et, au bout d'un temps plus ou moins long, des piqûres et des arrachements de métal [57].

L'intensité des érosions est influencée par la vitesse des gouttes d'eau relativement à l'ailette en mouvement, par la grosseur des gouttes, par l'agglutination des gouttes d'eau sous l'action essorante des ailettes, de plus par la direction suivant laquelle les gouttes frappent la surface de l'ailette.

Des essais ont établi que l'érosion ne se produit vraiment qu'à partir d'une certaine vitesse de l'eau.

La grosseur des gouttes a une influence, parce que l'effet de percussion n'est pas si grand pour des petites gouttes que pour des grandes. L'agglutination des gouttes d'eau est d'autant plus grande qu'il y a un plus grand nombre d'étage travaillant dans la vapeur humide.

La direction suivant laquelle les gouttes d'eau frappent la surface d'entrée de l'ailette en mouvement est importante parce que l'action d'impact des gouttes est d'autant plus forte que l'angle de choc est plus près de 90°.

La photo du rotor de la turbine B.P.(photo 1), sur lequel est monté l'ailettage mobile au complet, on remarque sur les deux derniers étages les effets de l'érosion.

### ***Augmentation de la résistance à l'érosion des aubes***

La défense contre les dégradations est simultanément orientée contre leur cause et contre leur action.

La cause des érosions, c'est à dire l'humidité de la vapeur dans les étages B.P. s'atténue par l'élévation de la température de la vapeur vive ou par la surchauffe intermédiaire de la vapeur.

L'augmentation de la distance axiale entre aubes fixes et mobiles permet aux gouttes de prendre une vitesse élevée et ainsi d'arriver sur les aubes avec un angle d'incidence plus faible, voir de passer entre elles sans les toucher, ce qui limite l'érosion [57].

Un autre moyen de limiter l'érosion est de rendre les parties exposées plus résistantes. Les dernières ailettes BP sont, en général, réalisées en acier ayant déjà une certaine résistance ; mais ce n'est pas suffisant pour les très grandes ailettes. On peut améliorer la protection par une trempe ou par la mise en place d'un revêtement protecteur en matériau de grande dureté (bien que cette caractéristique ne soit pas très suffisante), comme la Stellite. Cette mise en place n'est pas très facile ; les dépôts par métallisation ou pulvérisation, n'ont pas toujours une bonne tenue. Ainsi on est amené à braser des plaquettes protectrices, voire, ce qui semble

meilleur, à souder un bord d'attaque en matériau résistant par faisceau d'électrons ou par laser.

On a aussi recours à des dispositifs spéciaux pour l'extraction et le drainage de l'eau [64]. L'extraction et le drainage de l'eau sont obtenus :


- par des étages spéciaux comportant des ailettes extractives et des chambres collectrices ménagées dans les distributeurs [23, 47, 50].
- Par des ailettes comportant des rainures radiales usinées sur l'extrados. les gouttelettes sont retenues par les rainures puis expulsées dans une chambre périphérique d'où elles sont évacuées.

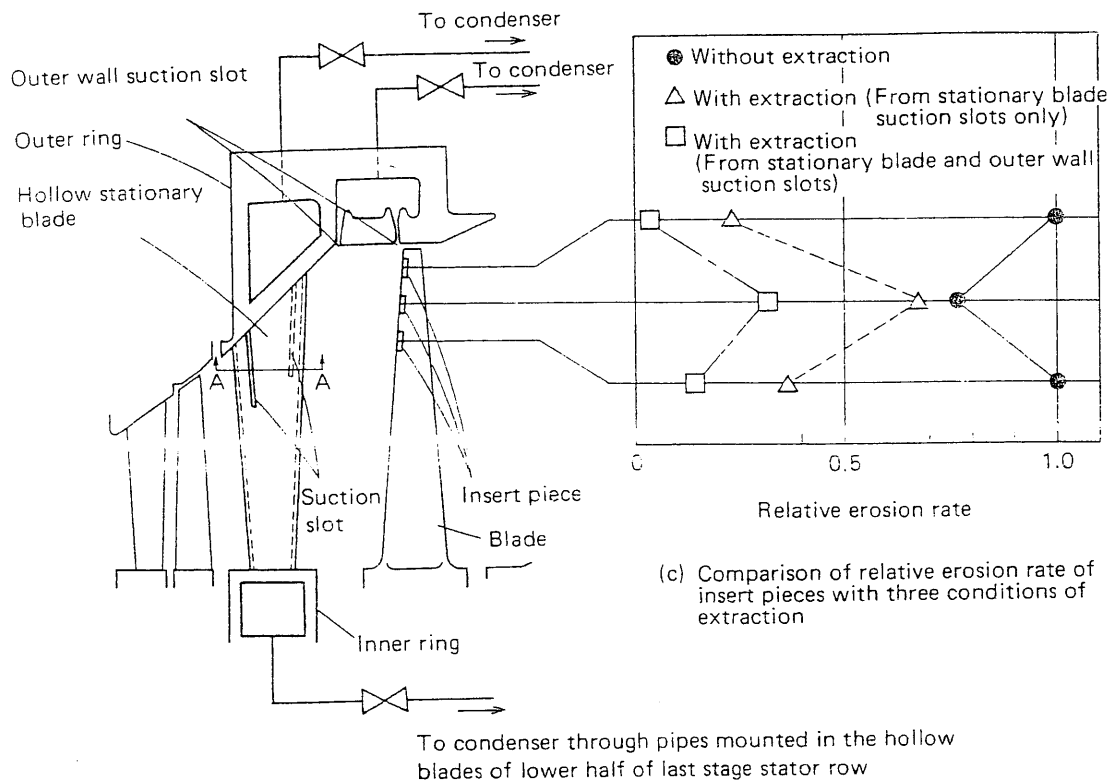
Des travaux de recherche expérimentale réalisés dans différents secteurs, ont permis de donner quelques solutions possibles pour contrer ce problème. Nous pouvons citer quelques uns :

Un travail de recherche réalisé en ce sens, dans le département «Turbine et Développement de la Nouvelle Energie, Toshiba corporation », pour l'amélioration de l'enlèvement de l'eau et pour montrer les performances de fentes d'aspiration, localisées sur la surface concave et convexe des ailettes fixes du dernier étage d'une turbine à vapeur basse pression [50].

Les facteurs qui déterminent l'efficacité des fentes d'aspiration sont : la forme, la position géométrique et le rapport pression entre l'entrée et la sortie des fentes.

A travers une série d'expériences, les résultats obtenus permettent de confirmer que les fentes d'aspiration localisées correctement à des niveaux de pressions égales, une sur l'extrados et l'autre sur l'intrados, ainsi que le choix d'un rapport de pression entrée-sortie des fentes optimal, sont capables d'enlever un taux élevé d'eau, quantité supérieure à celle prélevée en pratique, tout en minimisant la perte de vapeur à travers les fentes. Les fentes sont aussi capables de réduire l'érosion des aubes, pratiquement de moitié. Sur la figure suivante est représenté le modèle de la turbine d'essai avec les différentes fentes, sur l'ailette fixe et sur la partie annulaire du stator. Un tableau comparatif (c) permettant d'observer le taux d'érosion sur l'ailette mobile, pour trois cas de figure :

- Sans extraction,
-  Avec extraction à travers l'ailette fixe,
- $\Delta$  Avec extraction à travers l'ailette fixe et à travers la chambre périphérique usinée sur le stator.



(a) Test section of the model turbine

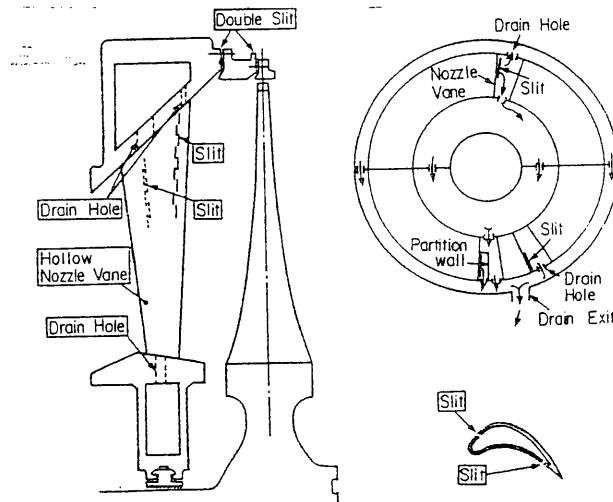


Fig 11 Nozzle diaphragm with slit nozzle

279

Dans le but d'améliorer l'efficacité de la turbine, un travail de recherche [23] a été également mené dans cette direction par la modification de plusieurs éléments constructifs, parmi eux l'utilisation d'un nouveau model d'ailette fabriquée en alliage de titane, l'alliage Ti-6Al-4V, l'alliage le plus utilisé dans l'industrie aéronautique. Parmi les avantages que procure cet alliage, la protection contre le phénomène d'érosion. Des plaques en alliage de titane Ti-15Mo-5Zr-3Al, sont soudées au bord d'attaque. Aussi pour éliminer le film d'humidité, on installe sur quelques ailettes du dernier étage fixe, là où règne une forte humidité, des fentes débouchant sur des chambres collectrices aménagées sur la bague externe et interne (Fig. 11). D'autres fentes d'aspiration sont aménagées en aval des ailettes fixes, Pratiquement le même principe que précédemment.

## 2 – La corrosion

Un autre phénomène tout aussi dangereux pour l'ailettage, la corrosion ; c'est une forme complexe de détérioration des matériaux. Elle est définie par une destruction du métal par réaction chimique ou électrochimique avec son environnement.

La corrosion est due à une réaction d'oxydoréduction irréversible du métal et d'un agent oxydant contenu dans son environnement, qui implique une consommation de la matière.

La corrosion de l'ailettage et souvent aussi de la totalité de l'intérieur de la turbine, est la conséquence des additions contenues dans la vapeur et cela de façon certaine si elle contient des lessives, des acides ou analogues. L'acide carbonique et l'acide nitrique en présence simultanée, renforce l'action corrosive.

Dans la plus part des cas, l'action de la corrosion est renforcée par l'érosion.

La corrosion agit sur l'état de la surface de l'aube et provoque l'apparition de défauts superficiels en augmentant la rugosité.

La création de piqûres ou de micro-piqûres, favorise la dislocation et la propagation des fissures (photos : 6 et 7) et influe négativement sur l'endurance et fragilise la structure, ce qui représente un danger pendant les moindres sollicitations.

L'affaiblissement des ailettes par suite de la corrosion, a pour effet d'accroître en même temps les sollicitations dans la section résiduelle. Pour le même motif, la fréquence propre d'oscillation des ailettes change, de telle sorte que la corrosion peut avoir pour conséquences des ruptures de séparation aussi bien que des ruptures de vibration.



PHOTO 6 : Corps BP partie inférieure



Photo 7 : enveloppe intérieure, inférieure, corps BP

Représentation de la détériorations du corps de la turbine à vapeur BP.

Les piqûres représentent une des formes de corrosion les plus destructrices. Elles sont particulièrement dangereuses car elles constituent une forme localisée et intense de corrosion et les avaries surgissent souvent avec une extrême soudaineté. Ce mode d'attaque est surtout causé par les chlorures et les bromures.

### ***Remèdes contre la corrosion***

La lutte contre la corrosion est toujours plus efficace quand ces causes sont éliminées, donc lorsqu'on apporte un grand soin à la surveillance de l'eau d'alimentation de la chaudière et que toutes les chambres de vapeur sont bien ventilées. On peut aussi lutter du côté des matériaux par un choix plus judicieux du matériau de construction.

### **3 – Encrassement**

Des dépôts sous forme d'encrassement boueux, de dépôts friables ou d'incrustations pétrifiantes, se forment par suite de très hautes températures de service, les dépôts sont immédiatement calcinés pour former un revêtement pierreux. Inoffensif quand il n'attaque pas les ailettes, mais, entraîne toujours une certaine diminution du rendement par suite de la rugosité de surface des ailettes. Les dépôts sur les ailettes rétrécissent les sections de passage de la vapeur. La cause de ces sortes d'encrassement se trouve dans l'eau d'alimentation. Les étages de la B.P. ont plus rarement un dépôt solide [28].

#### ***B/ Rupture des ailettes***

Les ruptures d'ailettes peuvent être causées soit par une unique sollicitation excessive (rupture de force), soit par des sollicitations répétées (rupture de fatigue ou de durée).

1 - une rupture de force (rupture de déformation, rupture de séparation) d'ailette peut avoir sa cause première : dans des défauts ou des insuffisances de matière, de forme de la pièce ou de son exécution ; ou bien dans des phénomènes ou des avaries de service (érosion, corrosion, influence de la déformation ou de la détérioration d'autres pièces) ; sinon dans des accidents isolés, ou répétés de service (corps étrangers dans la vapeur, coup d'eau, morceaux de matière se détachant n'importe où par rupture ou par émiettement, des écrous, des perles de soudures, etc.).

2 – les ruptures de fatigue, leurs causes principales sont, soit des défauts de matières, de fabrication ou de montage. Les ruptures de fatigue, conséquences de la corrosion en service se présentent plus fréquemment. Elles sont favorisées par l'accroissement de contraintes qui se produit au fond des attaches en forme d'entailles.

Les ruptures de fatigue peuvent également se produire par vibration : la turbine peut avoir à fonctionner de façon transitoire ou non, dans des conditions d'écoulement très variées. Les excitations qui en résultent peuvent entraîner des vibrations des aubes et donc des contraintes dynamiques importantes pouvant conduire à des ruptures d'ailettes. Dans les turbines à vapeur, c'est, bien entendu, la dernière roue basse pression, qui est la plus exposée [56].

Les ruptures des fils de liaison modifient la fréquence propre de vibration des groupes d'ailettes isolées et peuvent, de ce fait, donner naissance à la rupture des ailettes elles même. Les ruptures par vibrations des fils de liaison peuvent être favorisées par l'érosion et par l'affaiblissement de leur section qui en résulte [28].

## II.3 AMELIORATION DE LA DUREE DE VIE

### II.3.1 Critères de choix pour le programme d'amélioration

Tandis que les turbomachines en général et les turbines en particulier sont conçues pour fonctionner pendant des périodes prolongées au delà de 20 ans, les paramètres de fonctionnement tendent à changer plus souvent, environ tous les 4 ans, et cela est dû à la révision des données du processus technologique, selon la demande du marché, avec une capacité concurrentielle de plus en plus grande. Ceci a pour conséquence des arrêts de la turbine pour modification pendant des périodes prolongées, qui en retour influencent négativement le coût global.

En outre les constructeurs sont constamment tenus d'évaluer les nouvelles innovations technologiques. Les constantes recherches pour le développement et l'amélioration dans la conception, dans l'organisation, pourraient avoir comme conséquence l'amélioration du fonctionnement des turbines à vapeur vétustes ou anciennes. Les grands constructeurs et maintenanciers (Ansaldo, Siemens) de turbines à vapeur, font état dans des revues récentes, des nouvelles méthodes de rénovation et de maintenance de celles-ci [62].

Ils exposent leurs programmes selon les critères suivants :

#### ***a/ Les raisons***

Beaucoup de turbines à vapeur peuvent être améliorées pendant leur durée de vie. Pour cela il existe de bonnes raisons :

- les exigences du marché de plus en plus grandes
- changement et développement du processus
- une nouvelle conduite pour améliorer l'efficacité en économisant de l'énergie
- mise à niveau de la conception mécanique pour améliorer la disponibilité
- respect des règles pour un environnement sain.

Les raisons de l'amélioration, précédemment citées, peuvent mener au changement d'un ou de plusieurs paramètres de fonctionnement suivant :

- augmentation ou diminution de la capacité
- optimisation des paramètres d'entrés et de sortie
- rapport de pression
- étanchéité
- roulements et autres composants mécaniques.

L'un de ces cas ou une combinaison de plusieurs peut lancer la décision pour l'amélioration de la turbine.

#### ***b/ La faisabilité***

L'investissement requis pour l'amélioration de la turbine à vapeur peut être amortie relativement rapidement, puisque la conception améliorée de la turbine à vapeur est optimisée autour de la meilleur efficacité avec une réduction des frais d'exploitation.

#### ***c/ La pré-planification de l'amélioration***

Pour cette raison, il peut être extrêmement salubre d'adopter lors de la conception de l'usine et une position à long terme de vie opérationnelle de l'usine et en conséquence, incorporer dans la machine les dispositifs qui permettent une amélioration future, pour être mis en application plus aisément.

#### ***d/ Principaux avantages***

Quoi qu'il arrive, les paramètres suivants doivent être considérés en évaluant les avantages de l'amélioration :

- réutilisation des pièces existantes réduisant au minimum, de ce fait, le coût de l'investissement
- on exige une réduction des temps d'arrêt pour l'amélioration, par rapport à l'installation d'une nouvelle machine
- historique de la machine (période de fonctionnement, pièces de rechanges etc.) dans ce domaine.

Donc les principaux avantages d'une amélioration par rapport au remplacement de la machine sont :

- réutilisation au maximum des parties existantes (y compris les pièces de rechange) ayant pour résultat une réduction de l'investissement
- réduction du temps de conversion.

### **II.3.2 Critères de choix du matériau**

Le développement des ailettes conventionnelles de grandes dimensions fabriqué en acier au chrome, a été étudié pendant longtemps [23], et il a été reconnu qu'il existe des limites dues à l'augmentation des forces centrifuges. Il est donc utile de conclure que la substitution du matériau de construction des aubes longues est nécessaire.

Pour choisir le matériau le plus adéquat pour la confection d'une pièce maîtresse d'un ensemble mécanique, les constructeurs doivent tenir compte de certains critères primordiaux. Les uns d'ordre technique (fiabilité, fragilité). Les autres d'ordre commerciale (facilité d'approvisionnement, prix). Le prix du matériau représente naturellement un des facteurs les plus importants retenant l'attention du constructeur.[63]

Les critères de base sont :

1 – Performances élevées : le métallurgiste travaillant dans la construction industrielle est toujours à la recherche de matériaux présentant des caractéristiques (résistance, limite élastique, dureté) particulièrement élevées à froid ou à chaud, suivant l'usage.

2 – Mise en œuvre dans des conditions satisfaisantes : concevoir des pièces ou des ensembles compliqués et d'une réalisation délicate par l'atelier ; de plus, des matériaux à caractéristiques élevées offrent naturellement plus de difficultés dans les opérations courantes d'usinage, de conformage, d'assemblage et de traitement thermique.

C'est pourquoi le choix du matériau doit tenir le plus grand compte de ces suggestions de mise en œuvre. Ainsi, pour des caractéristiques égales ou très voisines présentées par deux matériaux dont l'emploi est envisagé. On adoptera celui reconnu pour demander un traitement thermique plus simple, offrir des possibilités d'assemblage par soudure plus étendues ou une grande capacité de déformation.

Cette notion de mise en œuvre s'ajoutant à celle des caractéristiques vient donc contribuer à allonger la liste des matériaux à mettre à la disposition du constructeur.

3 – Fiabilité : la fiabilité d'un matériel peut se définir de façon simplifiée par le nombre d'heures de fonctionnement sans pannes que l'on est en droit d'en attendre. cette qualité intervient donc de façon directe simultanément sur la sécurité et sur le prix de revient d'exploitation du matériel.

En fait, d'une façon générale, à mesure que la température en service augmente, le choix doit se porter sur un matériau ayant les meilleures caractéristiques spécifiques aux températures envisagées en service (caractéristiques rapportées à la masse volumique).

4 – Absence de fragilité : c'est le caractère impératif de la sécurité qui interdit l'emploi de matières fragiles. il faut entendre par absence de fragilité, non seulement le fait que le matériau doit subir des variations de contraintes brutales, des surcharges momentanées, mécaniques ou thermiques, des chocs etc., sans donner lieu à des fissures ou ruptures, mais encore que le matériau ne doit pas rompre « sans prévenir ». ce dernier terme signifie que le dépassement des contraintes admissibles par la matière doit se traduire d'abord par une déformation suffisamment importante des pièces pour entraîner des perturbations sensibles dans le fonctionnement du matériel (frottement, vibrations, usure, perte de puissance, perte de pression, élévation de température, etc.). En conséquence, une des qualités recherchées par le responsable du choix du matériau sera sa capacité de déformation, appelée aussi ductilité exprimée par deux caractéristiques d'allongement de rupture et de striction de rupture.

Le constructeur dispose d'une gamme étendue de matériaux entre lesquels son choix doit se fixer.

### II.3.3 Choix de l'aluminium

Le choix de substitution de l'aluminium à d'autres métaux a permis de résoudre de nombreux problèmes. La réduction du prix de l'aluminium par rapport aux années précédentes incite les ingénieurs à examiner dans quelle mesure la légèreté et l'inaltérabilité du nouveau métal peuvent trouver un emploi dans les constructions mécaniques. La conclusion de l'étude est que les caractéristiques mécanique de l'aluminium pur, sont insuffisantes par contre ses alliages notamment ceux au cuivre ( $\cong 6\%$ ) peuvent faire l'objet pour tous les emplois par, exemple : les pièces mécaniques utilisées dans les véhicules industriels sont principalement des pièces moulées. Les alliages comme l'A-U5GT et l'A-S10G traités, sont utilisées pour les pièces très sollicitées. Indépendamment des pistons pour lesquels les alliages d'aluminium sont à peu près universellement employés beaucoup d'autres pièces de moteur de camions peuvent être avantageusement fabriqués, telles que culasses, carter moteur, carter de distribution, collecteur d'admission etc. [13].

Sur toutes ces pièces un gain de poids de 50%, au minimum, peut être réalisé.

La facilité de coulée et l'usinage des alliages d'aluminium et leur bonne résistance aux agents chimiques les plus courants, permettent de construire une grande variété de pompe volumétriques, centrifuge, alternatives, etc.. Dans certains cas la totalité de la pompe : corps, turbine, flasque, sont en aluminium (A-G6, en A-S10G ou en A-S13, l'A-S7G).

#### *Comportement de l'aluminium dans l'atmosphère*

D'une manière générale, l'aluminium et la plupart de ses alliages ont un comportement supérieur à celui des matériaux courants dans diverses atmosphères.

L'aluminium est un des métaux les plus inoxydables tout en étant très oxydable. Les pièces en alliage d'aluminium se recouvrent d'une mince pellicule d'oxyde ( $Al_2O_3$ ) qui constitue une protection naturelle du métal contre les intempéries. Cette pellicule tend à se reconstituer dès que le métal est mis à vif, ce qui empêche toute corrosion ultérieure [15].

### ***Action mécanique et chimique***

D'une manière générale, les alliages d'aluminium présentent une dureté superficielle relativement faible d'autant plus faible qu'ils sont plus purs. Des traitements du type anodisation sont susceptibles d'augmenter considérablement leur dureté superficielle ou d'apporter cette protection mécanique. Mais les procédés d'anodisation électrolytique ont aujourd'hui atteint leurs limites tant d'un point de vue technologique qu'environnementale. En effet la nature isolante des couches d'oxyde formés conduit à des épaisseurs traitées relativement faibles, et une résistance à la corrosion satisfaisante n'est obtenue qu'après des étapes supplémentaires de colmatage et de peinture. En outre, certains électrolytes et bains de colmatage contiennent du chrome hexavalent, reconnu cancérigène. C'est ainsi qu'un procédé dont le principe est basé sur l'anodisation a été développé dès le début des années 70 afin d'améliorer les produits des films d'oxydes obtenus : il s'agit de l'oxydation micro-arcs (OMA) ou oxydation par plasma électrolytique (PEO).

### ***Donc les buts poursuivis par le traitement de surface :***

- Protection des surfaces contre une destruction progressive, dans le cas où ces produits peuvent être sensibles à des phénomènes de corrosion ou d'érosion, vis à vis des atmosphères ou des corps avec lesquels ils sont en contact.
- Disposer de surfaces présentant des caractéristiques particulières : surfaces dures.
- Assurer une certaine durabilité.

L'aluminium et ses alliages se prêtent aux dépôts galvaniques avec plus de facilité que les autres métaux. Les alliages traités par OMA peuvent efficacement se substituer aux pièces faites en acier, soumis à un traitement thermique, fonte de haute résistance, céramique dures [52].

Le durcissement des pièces de machines par cette méthode a permis leur utilisation dans différents secteurs de l'industrie : fabrication de moteurs, pistons, pompes, caisses de thermocouples, dans l'industrie textile, hydraulique, etc. [52].

***Conclusion***

Au cours de ce chapitre, nous avons revu quelques causes de défaillances de la turbine. Causes liées à des phénomènes agressifs externes, qui ne peuvent être atténués que par une modification de la structure, pour permettre une meilleure résistance du matériau. Nous suggérons carrément de modifier le matériau de composition de l'ailettage, l'organe le plus soumis aux agressions du milieu de fonctionnement. Cette modification concerne le changement radical du matériau de construction de l'ailettage ; nous avons proposé un alliage d'aluminium. Sachant que l'aluminium présente des caractéristiques mécaniques assez faibles, une modification de la structure superficielle de cet alliage s'impose.

Notre choix c'est porté sur une méthode de traitement superficiel : oxydation par micro-arcs électriques, qui est elle-même un procédé d'anodisation très poussé.

Nous développerons dans le chapitre suivant cette nouvelle méthode de traitement superficielle.

## **CHAPITRE II : OXYDATION PAR MICRO-ARCS ELECTRIQUES**

### ***Introduction***

II.1 LA METHODE D'OXYDATION PAR MICRO-ARCS	30
II.2 DESCRIPTION DE L'INSTALLATION DE TRAITEMENT SUPERFICIEL PAR OXYDATION PAR MICRO-ARCS	36
II.3 RESULTATS DES ESSAIS A LA TRACTION DE L'ALLIAGE 2024	37
II.4 RESULTATS DES ESSAIS DE L'ALLIAGE 2024 A LA FORMATION DE FISSURES LORS D'UNE TRACTION	41
<b><i>Conclusion</i></b>	42

## ***Introduction***

La méthode d'oxydation par micro-arcs (OMA) ou bien « plasma electrolytic oxidation » (PEO), a vu le jour en Russie. Où le Dr Alexander SHATROV et le Dr Victor SANISONOV, travaillant séparément, ont développé deux versions différentes du processus dont la différence réside seulement dans les paramètres électriques et la solution électrolytique. Aujourd'hui, ces deux imminents chercheurs travaillent pour l'organisation Kéronite à Cambridge, sur l'optimisation du coût global du processus [66].

### **II.1 LA METHODE D'OXYDATION PAR MICRO-ARCS**

L'oxydation par micro-arcs est un traitement de surface électrochimique. Il est semblable à l'anodisation, en utilisant des potentiels plus élevés de sorte à produire des décharges électriques.

C'est une conversion chimique du substrat par son oxyde donc excellente adhérence.

Les métaux tel que l'aluminium, magnésium, titane formant naturellement une couche de passivation d'oxyde dans l'anodisation conventionnelle, la couche d'oxyde est formée par l'application d'un potentiel électrique, alors que la pièce est immergée dans un électrolyte acide [annexe A]. Dans le traitement par oxydation au micro-arcs, des potentiels plus élevés sont appliqués (au moins 200 V pour l'aluminium) et les décharges se produisent. Ces décharges agglomèrent et densifient l'oxyde et le convertissent partiellement de l'alumine amorphe en forme cristalline telle que le corindon. En conséquence, des propriétés mécaniques telle que la dureté augmentent [59].

Cette couche de revêtement très résistante (Fig. II.1 et II.2) est défini comme étant un matériau composite avec de hautes qualités. Il est composé d'insertions très résistantes de la phase  $\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$  dispersées dans une matrice de phase  $\gamma\text{-Al}_2\text{O}_3$  [66], liées avec les éléments du substrat. La couche superficielle ainsi obtenue est caractérisée par la formation d'une structure granulaire du type sphéroïdale et dont certaines caractéristiques physico-mécaniques sont bien définies.

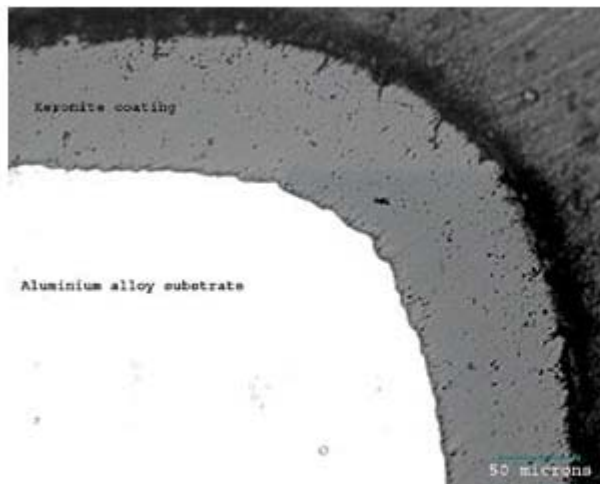


Fig. II.1 : Micrographie en coupe du revêtement obtenu sur un alliage d'aluminium. (Photo prise sur internet).

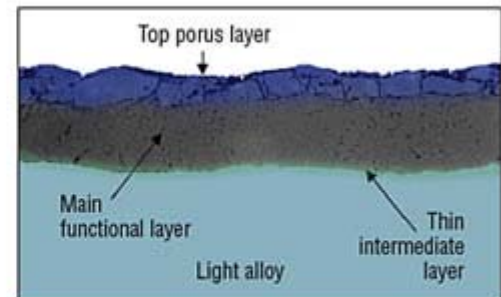


Fig. II.2 : Schéma de coupe du revêtement obtenu sur un alliage léger. (Schéma pris sur internet).

Il est à noter aussi que des recherches ont été menées sur les possibilités d'application de ce type de traitement superficiel utilisant le procédé d'oxydation par micro-arcs pour l'amélioration de la qualité des surfaces des pièces travaillantes en couple de frottement ou exposées aux actions des flux de gaz ou de liquides, contenant des particules abrasives. Etudes réalisées par : A.G. Kan, dont l'intitulé est : *amélioration de la tenue à l'usure des garnitures mécaniques pour l'utilisation de matériaux traités au moyen d'oxydation par micro-arcs (OMA)* [25] ; et celle de V.N. Malechev et A.A. Petrossiane, dont l'intitulé : *étude des caractéristiques tribotechniques de la couche superficielle obtenue par (OMA)* [35].

Il est important de signaler ici que des travaux de recherche menés par : H. Nyline [41], A.Y. Nicolaev [40] et confirmées par l'organisation TORSET (Moscou) dans l'article *hard, wear and corrosion resistant plasma electrolytic oxidation coating on aluminium and titanium parts* [51] et l'organisation KERONITE (Cambridge UK.) *plasma electrolytic oxidation improves aluminium's heat, wear resistance* [26] mettant en évidence les opportunités attendues par cette méthode par rapport aux autres procédés classiques utilisés et qui la rendent très perspectives quant à son utilisation pour l'amélioration de la durée de vie des différentes installations industrielles, surtout quand on sait les avantages qu'elle présente à savoir :

- Le coût des pièces en alliage d'aluminium traitées par OMA. est de 30 à 50% inférieur à celui des pièces traitées par les méthodes conventionnelles. Le coût de 1 dm<sup>2</sup> de surface durcie par OMA. et fini (polissage ou imprégnation par fluorure polymère) est de l'ordre de 5 à 10 USD. [51].
- L'utilisation de matériaux bon marché : aluminium, magnésium ;
- La possibilité d'obtenir des revêtements sans préparation préalable spéciale des surfaces ;
- Assurer une épaisseur uniforme de la couche pour les surfaces compliquées sans accessoires spéciaux. Traitement utilisé pour un éventail de dimensions et de formes de pièces ;
- La possibilité d'obtenir des revêtements d'une épaisseur de 50μ à 150μ pour une résistance à l'usure et 200μ à 600μ pour une résistance à l'érosion. avec une adhérence très importante de l'ordre de 80 à 90% de la force d'adhérence du substrat ;
- Résistance à la corrosion (brume de sel 4000heures) ;
- Résistance à l'usure, le prolongement de la vie des pièces importantes est de 1,5 à 4,5 fois supérieur ;
- Ne demande pas une installation technologique compliquée ;
- Basse température du processus (20 à 60°). Les dimensions des pièces ne changent pas.

### ***Principe du processus d'oxydation par micro-arcs***

Au stade de l'anodisation, il existe un contact direct de l'électrolyte avec la surface couverte d'un film diélectrique très fin au niveau duquel se manifeste une forte tension du champ électrique assurant une conductibilité complète pour la couche superficielle (film). Le déroulement des processus d'oxydation s'accompagne d'augmentation de l'épaisseur du film jusqu'à une valeur limite, après laquelle même avec une prolongation du procédé d'anodisation, cette couche n'évolue plus [41].

Contrairement au procédé d'anodisation classique, l'oxydation par micro-arcs permet au processus d'oxydation de se poursuivre et de modifier plus en profondeur le matériau en formant des couches d'oxydes successives.

Pour une épaisseur déterminée de la couche superficielle d'aluminium (0,5 – 1 μm) apparaissent des étincelles en même temps que le déroulement de deux processus :

- une oxydation électrolytique ;
- une formation de couche superficielle engendrée par les décharges électriques.

Au delà de  $2 \mu\text{m}$  d'épaisseur de la couche les décharges électriques (étincelles) se transforment en micro arc électriques.

L'analyse de la courbe exprimant la dépendance de la tension du courant entre les électrodes et du temps d'action, montre qu'avec une large variation de la tension en fonction des conditions de l'électrolyse pour le procédé d'ionisation, trois domaines évidents caractérisent le procédé en question, à savoir :

- I – domaine de la solution électrochimique de Faraday
- II – domaine d'étincellement.
- III – domaine des micro arc, et arcs électriques [40].

Comme le montre la figure II.3, le processus d'anodisation occupe une faible partie en terme de tension pas plus de  $80 \div 100 \text{ V}$  (domaine I), et jusqu'à  $2,5 \div 10 \text{ A/dm}^2$  en terme d'intensité de courant électrique [41].

Ensuite vient la phase intermédiaire (domaine II) qui est celle des étincellements évoluant entre 100 et 300 V de tension [9, 53]. Au delà de 300 V et jusqu'à une valeur déterminée de la tension à l'origine d'explosion de bulles de gaz, commence à se manifester le régime de micro arcs. Ce régime lié à une différence de potentiel bien déterminée, dont la valeur est dépendante de la composition de l'électrolyte, provoque sur la surface de l'anode une quantité importante de micro-arcs accompagnés de micro explosions et un dégagement de chaleur.

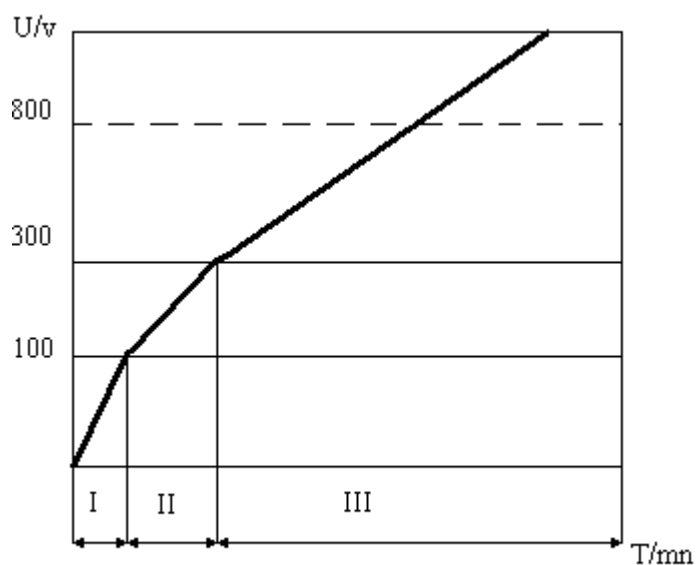


Fig.II.3 : Courbe exprimant la dépendance de la tension de courant entre les électrodes et du temps d'action

Si on élève la tension  $U$  du bain électrolytique entre 400 et 600V, les micro-explosions par micro-arcs augmenteront d'intensité et se transforment en arcs puissants.

Au cours du processus d'oxydation électrochimique du métal (anode), sur la surface à traiter, se forme une couche diélectrique d'oxyde qui provoque une diminution de l'intensité du courant au fur à mesure qu'elle augmente d'épaisseur.

En maintenant la tension du processus constante, la couche continue à augmenter d'épaisseur tant que sa tension de perforation n'est pas atteinte par celle du processus d'oxydation. Dès que les deux tensions s'égalisent, les décharges électriques (micro-arcs) se dissipent et le processus d'oxydation s'arrête.

Beaucoup de travaux menés à ce sujet ont mis en évidence les perspectives quant à l'utilisation de ce phénomène d'étincellement pour l'obtention de revêtements en céramique, en particulier sur les métaux blancs, détaillés dans les articles : mechanism of anodic spark deposition [53]; anodic spark deposition from aqueous solution of  $\text{NaAlO}_2$  [9]; anodic spark reaction products in aluminele, tungstole and silicole solutions [11]. Et tout spécialement, des travaux de recherche [38, 39] réalisés en collaboration avec les laboratoires : de Science et Génie des Surfaces, école des Mines de Nancy, ainsi que celui de physique des milieux ionisés et application, université Henry Poincaré et celui des Matériaux et Procédés de St Exupéry. Ont été effectués, dans le but d'une présentation de premières études du procédé d'oxydation micro-arcs en milieu liquide. Au cours du procédé d'oxydation, l'évolution de la nature et de la couleur des plasmas est significative d'une modification de leur composition. L'étude de ces plasmas doit permettre de mieux comprendre les processus mis en jeu ainsi que les mécanismes de formation des différentes couches. Dans cette communication, ont été présentés les premiers résultats de caractérisation de ces plasmas amorcés en milieu liquide. Les essais ont été effectués sur des éprouvettes en alliages d'aluminium le 1050 (99,5 de pureté) et le 7050 (alliage zinc, cuivre et magnésium), dans deux sortes d'électrolytes :

- La première solution électrolytique consiste en KOH et  $\text{NaSiO}_3$  dilués dans de l'eau distillée (le  $\text{NaSiO}_3$  a été introduit dans la solution pour augmenter la croissance et l'amélioration des propriétés tribologiques du film ;
- La seconde est composée de  $\text{Na}_3\text{PO}_4$  ET  $\text{NaAl}_2\text{O}_3$  dans de l'eau distillée.

Au fur et à mesure que la couche de céramique se forme, sa résistivité augmente et entraîne l'évolution de la nature des plasmas. L'utilisation de la spectroscopie d'émission a permis de suivre l'évolution des espèces présentes dans les arcs au fil du temps, l'alliage : l'aluminium, le cuivre, magnésium et les éléments de l'électrolyte : hydrogène, hydroxyde, sodium, oxygène, potassium.

Les espèces contenues dans le bain évoluent toutes de la même manière : leur intensité augmente en même temps que les étincelles s'intensifient pour passer à l'état de micro-arcs. A contrario, l'intensité de l'aluminium augmente fortement et rapidement au début du traitement, puis diminue progressivement jusqu'à tendre vers une asymptote horizontale. Il semble que l'aluminium de surface est pulvérisé au départ par les arcs, et que au fur et à mesure que la couche d'oxyde plus stable et plus résistante est formée, la quantité d'aluminium pulvérisé diminue.

Les premiers résultats de cette étude sur les couches d'oxyde formées mettent en évidence la forte influence des paramètres de traitement (intensité, fréquence, durée) sur l'évolution des arcs et sur les mécanismes de formation des films de céramique.

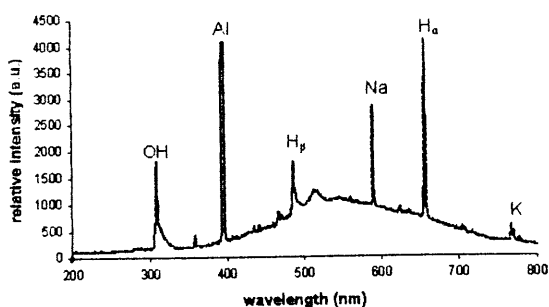


Figure 3: optical emission spectrum during a micro-arc process on a 1050 alloy

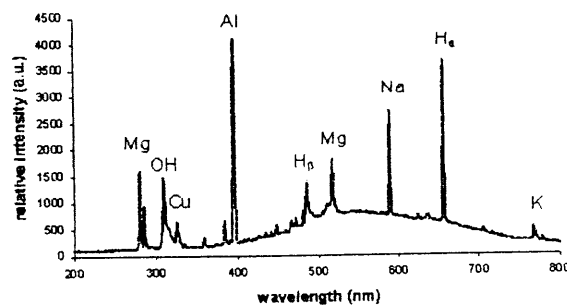


Figure 4: optical emission spectrum during a micro-arc process on a 7050 alloy

Des travaux similaires ont été effectués dans les laboratoires de recherches de matériaux, Institut de Recherche Technologique et Industrielle, Taiwan. Sur les processus d'oxydation micro-arcs, « process monitoring of plasma electrolytic oxidation » [33].

## II.2 DESCRIPTION DE L'INSTALLATION DE TRAITEMENT SUPERFICIEL PAR OXYDATION PAR MICRO-ARCS

L'installation se compose essentiellement (Fig. II.5) d'une source d'alimentation équipée d'un ensemble d'appareils de contrôle et de mesure disposées dans une armoire métallique bien protégée. Une cuve métallique en acier inoxydable en double coque pour permettre la circulation de l'eau de refroidissement au cours du processus de traitement.

La tension provenant de la source d'alimentation sollicite la pièce à traiter en tant qu'anode, et la cuve en tant que deuxième électrode. La composition chimique de l'électrolyte ainsi que le régime (courant-tension), adaptés à chaque cas de traitement donné, sont choisis de telle façon que le processus d'attaque par micro-arcs électrique, puisse se manifester, et la qualité du revêtement désirée, soit obtenue.

L'utilisation de l'air comprimé  $2,1 \cdot 10^6$  MPa, pour le barbotage de l'électrolyse, assure un refroidissement homogène de cette dernière.

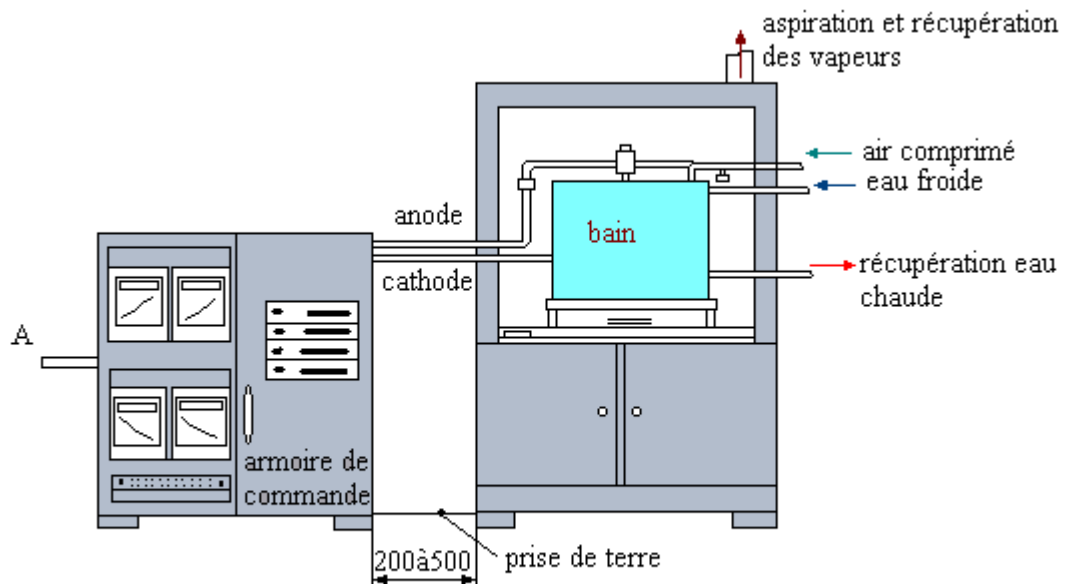


Fig.II.5: Installation de traitement superficiel par OMA - bain électrolytique -

### II.3 RESULTATS DES ESSAIS A LA TRACTION DE L'ALLIAGE 2024

Des essais à la traction ont été effectués expérimentalement dans le laboratoire de mécanique appliquée de l'académie de pétrole et de gaz de Moscou [1], dans le but de maîtriser les possibilités d'exploitation de ce procédé de traitement superficiel d'un point de vue tribologique et résistance mécanique de la couche, une détermination expérimentale de certaines caractéristiques mécaniques, ainsi que l'influence du revêtement sur la résistance mécanique des matériaux traités par (OMA), a été réalisé.

La détermination de ces caractéristiques, entre autre, la détermination du module de Young du revêtement obtenu par (OMA) sur l'alliage d'aluminium le 2024 était indispensable pour les calculs des paramètres tribotechniques.

Les essais ont été réalisés sur deux différentes machines d'essai à la traction, en utilisant des éprouvettes plates de différentes dimensions fabriquées avec l'alliage d'aluminium le 2024 (correspondant au D16 selon la normalisation RUSSE) et dont la composition et les caractéristiques sont portées dans le tableau N° II.1

**Tableau n°II.1 :** composition chimique et caractéristiques mécaniques de l'alliage d'aluminium 2024.

Désignation NF A03104	Composition chimique en %						Caractéristiques mécaniques en [Mpa]			
	Al	Cu	Mn	Mg	Si	Fe	Etat	$\sigma_r$	$\sigma_{0,2}$	$\delta$ en %
2024	Le com plém ent	3,8 –	0,3 –	1,2 –	0,5	0,5	Recuit	220	110	18
		4,5	0 9	1,8			Trempe	---	---	---
							Vieillisse ment	---	---	---
							En barres	540	400	11
							En tôles	440	330	18

#### *Analyse des résultats d'essais*

Les essais de traction ont été effectués pour trois différents types d'éprouvettes, dont les épaisseurs et les largeurs (a×b), sont respectivement : 2×10, 2×20, 3×20 mm.

Les résultats de ses différents essais, avant et après traitement superficiel par (OMA) sont portés dans les tableaux N°II.2 et N°II.3

**Tableau n°II.2** : résultats des essais à la traction des éprouvettes en alliage d'aluminium 2024.

Sections des éprouvettes	Limite de résistance $\sigma_r$ en [Mpa]		Limite d'écoulement $\sigma_{0,2}$ en [Mpa]		Limite de proportionnalité $\sigma_{pr}$ en [Mpa]		Allongement relatif $\delta$ en %		Inclinaison de la zone d'élasticité $\alpha$ en °	
	Mesure	Erreur %	mesure	Erreur %	mesure	Erreur %	Mesure	Erreur %	mesure	Erreur %
2x10	Avant traitement superficiel par (OMA)									
	541,5	3,0	402,5	4,8	389,3	6,4	13,0	14,8	80,3	1,9
	Après traitement superficiel par (OMA)									
	441,9	2,8	332,5	3,3	312,5	4,6	14,6	13,3	81,3	1,5
2x20	Avant traitement superficiel par (OMA)									
	525,4	6,0	381,4	5,5	366,9	5,2	13,4	10,8	80,5	1,4
	Après traitement superficiel par (OMA)									
	490,0	5,8	355,5	7,4	330,0	6,9	13,5	14,1	81,1	2,2
2x30	Avant traitement superficiel par (OMA)									
	491,0	4,8	381,6	2,9	359,8	2,6	12,2	14,0	80,5	1,0
	Après traitement superficiel par (OMA)									
	467,5	6,0	359,5	4,2	337,0	4,5	13,4	10,4	80,8	1,2

L'épaisseur du revêtement après traitement par (OMA), est la même pour les trois types d'éprouvettes et est égale à 200  $\mu\text{m}$ .

Le rapport  $\frac{\Delta S}{S_0}$  exprimant la variation de la quantité du matériau de base dans la section de l'éprouvette, après traitement superficiel, a été pour les trois types d'éprouvettes, respectivement de : 0,20 ; 0,16 ; 0,14.

En fonction du rapport  $\frac{\Delta S}{S_0}$ , pour les trois sections utilisées, nous remarquons (tableau n°II.2) que la limite de résistance après traitement par (OMA), a diminué respectivement de : 18%, 7%, 5%. Cela peut s'expliquer par le fait que la rupture du revêtement s'amorce dans la zone située entre la limite d'élasticité et celle d'écoulement, ce qui entraîne par la suite une surcharge de section réduite du matériau de base, provoquant à son tour une diminution de la résistance.

Les changements dans le comportement, lors d'essai de traction après traitement par (OMA) des éprouvettes, par rapport aux essais avant traitement, sont nettement exprimés par le diagramme d'essai (Fig. II.6), où l'on remarque que le tronçon de la courbe (2) au delà de la limite d'écoulement est caractérisé par une faible pente relativement au même tronçon de la courbe (1), c.à.d. une augmentation de la déformation relative des éprouvettes traitées par (OMA) de l'ordre de 1,5% par rapport à celles non traitées.

Il est important de signaler qu'environ 60% de l'allongement total des éprouvettes traitées par (OMA), s'effectue dans la zone située après la limite d'écoulement, c'est à dire, bien après l'apparition des fissurations au niveau du revêtement.

Etant donné que l'aptitude de la pièce à travailler, est conditionnée par l'état du matériau avant la zone des déformations plastiques, nous nous intéresserons donc au comportement dans le domaine des déformations élastiques.

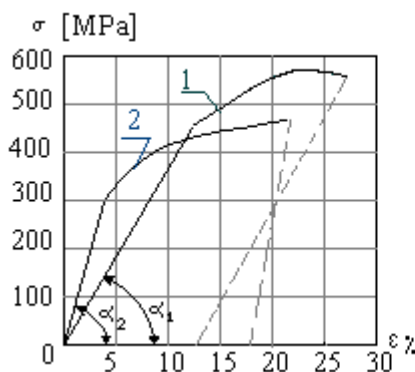


Fig. II 6: Diagramme d'essai à la traction des éprouvettes en alliage d'aluminium le 2024 :  
1- éprouvettes non traitées;  
2- éprouvettes traitées par (OMA).

De la figure II.6, on remarque que dans la zone d'élasticité l'angle  $\alpha$  entre la courbe et l'axe des déformations, pour les éprouvettes traitées par (OMA), varie en fonction des sections de :  $81,3^\circ$  à  $80,8^\circ$ . (tableau n° II.2), et les valeurs de cet angle pour différents rapports  $\frac{\Delta S}{S_0}$ , sont supérieures à celles obtenues avant traitement des éprouvettes. D'autre part les essais ont montré qu'avec l'augmentation de l'épaisseur du revêtement l'angle  $\alpha$ , et par conséquent le module de Young augmente.

Une nette diminution des contraintes limites de résistance ( $\sigma_r$ ), d'écoulement ( $\sigma_{0,2}$ ) et de proportionnalité ( $\sigma_{pr}$ ) s'est confirmée. Cela s'explique par le fait que le revêtement qui se forme à la surface après traitement par (OMA), n'est pas dû à un apport extérieur de matière, mais à une transformation d'une partie du métal de base (2024) en  $Al_2O_3$ . ce dernier ne possédant pas de domaine de déformation plastique, commence à se déformer juste après la zone d'élasticité. Suite à la rupture du revêtement, commence une déformation intensive du métal de base, provoquée par la réduction de la section.

On remarque aussi à travers les résultats (tableau n° II.3) que l'allongement relatif des éprouvettes, augmente d'environ 8%, alors que la contrainte limite de résistance, diminue de 20%.

**Tableau n°II.3** : résultats des essais à la traction (micro-essais) des éprouvettes en 2024, effectués sur la machine « Ala-Too ».

Section	$\sigma_r$ en [Mpa]		$\sigma_{0,2}$ en [Mpa]		$\sigma_{pr}$ en [Mpa]		$\delta$ en %		E [Mpa]	$\alpha$ en °
	mesur e	Erreur %	Mesur e	Erreur %	mesur e	Erreur %	mesur e	Erreur %		
3x3	Avant traitement superficiel par (OMA)									
	584,0	3,0	399,0	4,5	374,0	3,7	11,9	15,0	71805	84,5
	Après traitement superficiel par (OMA)									
	466,5	4,0	350,0	4,0	329,0	3,7	12,9	11,5	88763	85

Donc, sur la base des résultats des essais effectués, dans le but de mettre en évidence l'influence du traitement superficiel au moyen d'oxydation par micro-arcs (OMA), sur les caractéristiques mécaniques de l'alliage d'aluminium 2024, nous pouvons faire les conclusions suivantes:

1- le traitement superficiel de l'alliage 2024 par (OMA), diminue la limite de résistance. La diminution de cette limite pour une épaisseur du revêtement  $Al_2O_3$  constante est d'autant plus grande que la section de l'éprouvette est petite, et dépend du rapport  $\frac{\Delta S}{S_0}$  entre la surface occupée par le revêtement dans la section, et la surface de cette dernière.

2 - la valeur du module d'élasticité longitudinale, augmente suite au traitement par (OMA), et elle croît avec l'accroissement du rapport  $\frac{\Delta S}{S_0}$

## II.4 RESULTATS DES ESSAIS DE L'ALLIAGE 2024 A LA FORMATION DE FISSURES LORS D'UNE TRACTION

La formation de fissures au sein de la couche superficielle lorsque la pièce est en exploitation est une question de grande importance. La pièce traitée superficiellement par OMA. est sollicitée à des charges mécaniques de ce fait une importance particulière est accordée à l'aptitude de la couche superficielle à résister à la formation de fissures.

Pareillement, des essais à la fissuration, de l'alliage 2024, ont été réalisés par M. ABDELBAKI, en collaboration avec le laboratoire de mécanique appliquée de l'académie de pétrole et de gaz de Moscou. Visant la détermination du début de déclenchement du processus de fissuration dans la couche superficielle, obtenue après traitement par OMA. Ainsi que la détermination de sa limite de rupture lors des essais statiques de traction de l'alliage d'aluminium 2024.

La méthode utilisée [1] pour la détermination des fissures dans les couches obtenues par OMA. est basée sur l'utilisation des décharges électriques par effets couronne et permet de mettre en évidence le début de fissuration à travers le changement instantané des propriétés diélectriques de la couche dès que la fissure se manifeste. La méthode est résumée en annexe.

### *Tableau récapitulatif :*

Section des éprouvettes (a x b)	$\sigma_{fis.1}$ MPa		$\sigma_{fis.2}$ MPa		$\epsilon_{fis.1}/\epsilon_0$ %		$\epsilon_{fis.2}/\epsilon_0$ %	
	grandeur	Erreur %	grandeur	Erreur %	grandeur	Erreur %	grandeur	Erreur %
2 X 10	358,5	9,0	406,0	4,0	36,0	47,0	61,0	20,0
2 X 20	387,2	4,0	415,0	6,5	30,0	46,0	52,0	30,0
3 X 20	369,0	7,0	407,0	3,0	32,0	34,0	58,0	27,0

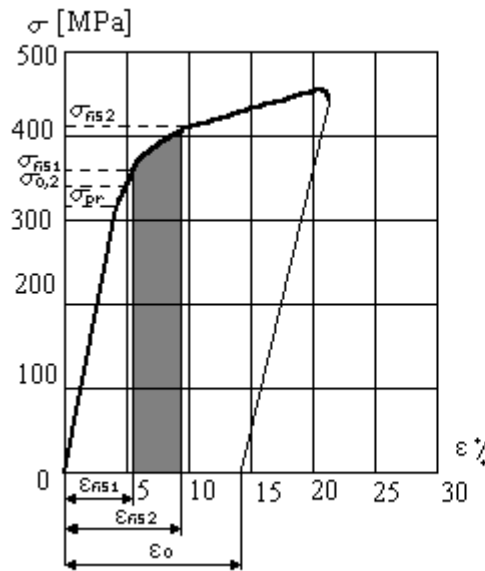


Fig. II.7 : Diagramme d'essais des éprouvettes en 2024, à la formation des fissures dans la couche superficielle obtenue au moyen de l'oxydation par micro-arcs  
 1 - début de fissuration;  
 2 - fissuration très intense.

### Résultats des essais

De la courbe (Fig. II.7) des déformations en fonction des contraintes, on peut remarquer que la formation des fissures au niveau de la couche superficielle, se déclenche dans la zone des déformations plastiques du matériau de base des éprouvettes. Le domaine d'apparition des fissures est hachuré sur la courbe (contrainte - déformation).

### Conclusion

Dans cette partie du travail, nous avons exposé les résultats de calcul des essais à la traction et à la fissuration, sur l'alliage d'aluminium modifié par la méthode de traitement superficielle « oxydation par micro-arcs électriques ». Travail de thèse de doctorat réalisé par N. ABDELBAKI en étroite collaboration avec le laboratoire de mécanique appliquée de l'académie de pétrole et de gaz de Moscou. Ces résultats d'une importance capitale, nous sont utiles, pour la réalisation de la suite de notre investigation.

## CHAPITRE III : CALCUL THERMODYNAMIQUE

<i>Introduction</i>	43
III.1 ANALYSE THERMODYNAMIQUE DES ECHANGES D'ENERGIE	45
III.1.1 Fonction enthalpie	45
III.1.2 Ecoulement de la vapeur	46
III.1.3 Etage de turbine à réaction	47
III.1.4 Calcul de la chute d'enthalpie	48
III.2 TRACE DU TRIANGLE DES VITESSES	50
III.2.1 Tracé du triangle des vitesses du premier étage	50
III.2.2 Tracé des triangles des vitesses du huitième étage	51
a) analyse de calcul	51
b) étapes de calcul	54
c) triangles des vitesses aux différents rayons de l'ailette	55
III.4 TABLEAU DES RESULTATS	57
<i>Conclusion</i>	58

## Introduction

Après avoir considéré dans les chapitres précédents, les aspects : construction, principe de fonctionnement, défaillances, ainsi que les solutions à envisager (changement de matériau et application de nouvelles méthodes de traitement superficiel). Nous proposons de poursuivre notre étude par le calcul de l'aubage à la résistance mécanique, aubage fabriqué à partir de l'alliage d'aluminium le 2024, modifié superficiellement par la méthode (OMA). Cette étude nous permettra de confirmer ou de refuser la possibilité d'utilisation d'un tel matériau pour la reconstruction de l'aubage de la turbine, afin d'améliorer la disponibilité de la machine. Pour pouvoir réaliser une telle étude, nous nous sommes consacrés dans ce chapitre à la partie calcul thermodynamique de l'équipement en question : détermination des paramètres thermodynamiques de l'écoulement de la vapeur, ainsi que des vitesses du flux au niveau de l'ailette de la huitième rangée de la turbine à vapeur basse pression (photos aubes : 1, 2, 3, 4 et 5).

Dans cette partie du travail nous avons réalisé les calculs thermodynamiques en utilisant les paramètres de fonctionnement de la turbine à vapeur SCHNEIDER, située au niveau de la centrale thermique de SONELGAZ Alger-port [66] et plus particulièrement, nous nous sommes orientés vers l'étude de la turbine basse pression là où siège le phénomène le plus agressif l'érosion (surtout les deux dernières rangées).

Nous avons suggéré une procédure de calcul, qui nous permettra d'approcher le plus possible, les valeurs des vitesses du flux. Valeurs essentielles pour la détermination des efforts sur l'ailette. L'étude se fera pour une ailette de la dernière rangée de la turbine à vapeur basse pression.

La turbine à vapeur basse pression (BP), est asservie de deux flux de vapeur, chaque flux est constitué de huites étages. Nous avons étudié le premier étage, ensuite, étant donné qu'il y ai similitude des triangles des vitesses pour les différents étages suivants, nous sommes passé directement au huitième étage.

Dans le cas général d'une turbomachine axiale, où la vitesse d'entraînement  $u$  est identique pour tous les étages le long d'un même tube de courant, on peut superposer sur un même diagramme les vitesses de divers étages de la machine. Une machine multiétagée peut être constituée en majeure partie d'étages périodiques, ce qui simplifie le diagramme des vitesses et, permet d'utiliser les mêmes profils d'aubes avec le même angle de calage pour les grilles homologues des étages successifs. Cette périodicité est caractérisée par l'identité des vecteurs  $v_3$  et  $v_1$  correspondant respectivement à la sortie et à l'entrée de l'étage.



Photo : aube 1



Photo : aube 2



Photo : aube 3



Photo : aube 4



Photo : aube 5

Les différentes vues de l'une des ailettes de la huitième rangée de la turbine basse pression :

*Nous remarquons* : la longueur non négligeable ; la forme vrillée avec diminution de la section tout au long de l'ailette ; fixation du bandage extérieur ainsi que la protubérance du métal pour le passage du fil métallique et enfin, la fixation en forme de pied de sapin.

## III.1 ANALYSE THERMODYNAMIQUE DES ECHANGES D'ENERGIE

### III.1.1 Fonction enthalpie

On peut appliquer le Premier Principe de la Thermodynamique à une masse de fluide (avec ses paramètres physiques : vitesse, pression, température) comprise à l'instant  $t$  entre deux sections 1 et 2 prisent respectivement à l'entrée et à la sortie d'une tuyère de turbomachine :

$$\tau + Q = \Sigma \left( \Delta U + \Delta \frac{v^2}{2} \right) dm$$

avec :

$U$  : énergie interne de chacune des masses élémentaires de fluide  $dm$  constituant le système ;

$\tau = \tau_i + P_1 V_1 - P_2 V_2$  : travail échangé entre le rotor et la masse de fluide ;

$\tau_i$  : quantité d'énergie mécanique reçu par l'arbre ;

$P_1 V_1 - P_2 V_2$  : travail des pressions, moteur et résistant :

$$\tau = \tau_i - \Delta(PV)$$

Les variations d'énergie interne et cinétique ne touchent que les volumes  $V_1$  et  $V_2$  occupés chacun par une unité de masse :

$$\Sigma \left( \Delta U + \Delta \frac{v^2}{2} \right) dm = \left( U_2 + \frac{v_2^2}{2} \right) - \left( U_1 + \frac{v_1^2}{2} \right) = \Delta U + \Delta \frac{v^2}{2}$$

On a :

$$\begin{aligned} \tau_i + Q &= \Delta U + \Delta(pv) + \Delta \frac{v^2}{2} \\ &= \Delta(U + pv) + \Delta \frac{v^2}{2} \end{aligned}$$

Par définition on appel fonction enthalpie la somme :

$$h = U + PV$$

On définit l'enthalpie totale par  $h_t$  comme la somme :

$$h_t = h + v^2/2$$

On a :

$$\tau_i + Q = \Delta h_t$$

### III.1.2 Ecoulement de la vapeur

Dans les étages d'une turbine, la vapeur est détendue soit dans les canaux fixes (turbine à action); soit dans les distributeurs et les canaux mobiles à la fois, cas des étages à réaction. La chute d'enthalpie de la vapeur d'eau provoquée est définie par une baisse de pression et un accroissement de vitesse.

- dans un canal fixe  $\tau_i = 0$  et les échanges thermiques sont extrêmement faibles  $Q = 0$ , l'enthalpie totale se conserve, donc :

$$\Delta h_t = 0 \quad \text{l'enthalpie totale se conserve}$$

donc :

$$h_2 + \frac{v_2^2}{2} = h_1 + \frac{v_1^2}{2} \quad \text{III.1}$$

On peut dire que les chutes d'enthalpie sont égales aux gains d'énergie cinétique et inversement.

La vitesse à la sortie du distributeur s'écrit :

$$v_1 = \sqrt{2(h_1 - h_2)} \quad \text{III.2}$$

et  $v_1 \cong 0$

- dans un canal mobile : Comme la vapeur traverse la turbine à une vitesse de l'ordre de plusieurs centaines de mètres par seconde, la durée de son séjour est très réduite, de sorte que les échanges de chaleur entre la vapeur et les parois sont négligeables ; par conséquent, l'écoulement de la vapeur peut être considéré comme adiabatique (sans échange de chaleur).

On retrouve dans  $\tau_i$  l'énergie transmise par l'unité de masse au canal mobile, soit :  $\tau_a = \Delta(\vec{u} \times \vec{v})$  (équation d'EULER), on a :

$$\Delta h + \Delta \frac{v^2}{2} - \Delta(\vec{u} \times \vec{v}) = 0$$

ou

$$h_1 - h_2 = \frac{v_2^2 - v_1^2}{2} - \tau_a \quad \text{III.3}$$

et

$$\Delta \frac{v^2}{2} - \Delta(\vec{u} \times \vec{v}) = \Delta \frac{w^2 - \vec{u}^2}{2} \quad \text{relation existant dans les triangles de vitesse}$$

Donc l'enthalpie totale relative :

$$\Delta h + \Delta \frac{w^2}{2} = \Delta \frac{u^2}{2} \Rightarrow \Delta h_{t,r} = \Delta \frac{u^2}{2} \quad \text{III.4}$$

Dans le cas général où l'on dispose que d'un diagramme de MOLLIER ou d'une table thermodynamique, on fait appel aux résultats issus du premier principe :

$$\frac{v_2^2 - v_1^2}{2} = h_1 - h_2 = \Delta h$$

On relève la variation d'enthalpie ( $h_1 - h_2$ ) sur le diagramme de MOLLIER le long de l'isentrope de détente. A partir de l'état au repos de l'écoulement ( $v_0 = 0$ ) ; on a :

$$v_1 = \sqrt{2\Delta h} \quad \text{III.5}$$

### III.1.3 Etage de turbine à réaction

L'inégalité  $P_1 > P_2$ , qui caractérise le fonctionnement d'un étage à réaction, permet de représenter la variation d'enthalpie dans l'aubage fixe  $\Delta h$  et dans l'aubage mobile  $\Delta h_m$ . Le rapport  $\sigma = \frac{\Delta h_m}{\Delta h}$  est, par définition, le degré de réaction de l'étage.

La construction du triangle des vitesses à l'entrée de l'aubage mobile, peut être réalisée comme suit : Supposons que l'étage considéré soit précédé d'un autre étage à réaction et que la vitesse absolue  $v_2$  conserve la même valeur en passant d'un étage au suivant. Pour l'étage étudié, la vitesse  $v_1$  sera alors :

$$v_1 = \sqrt{2(1-\sigma)\Delta h + v_2^2} \quad \text{III.6}$$

Et la combinaison de  $v_1$  et de  $u$  permet de trouver la vitesse relative  $w_1$  à l'entrée de l'aubage mobile, en appliquant au triangle des vitesses ( $u$ ,  $v$ ,  $w$ ) la relation trigonométrique classique :

$$w^2 = u^2 + v^2 - 2u.v \cos(u.v) \quad \text{III.7}$$

Quant au triangle des vitesses à la sortie de cet aubage, il peut être obtenu en utilisant la relation :

$$w_2 = \sqrt{2\sigma \Delta h + w_1^2} \quad \text{III.8}$$

### III.1.4 Calcul de la chute d'enthalpie dans les différents étages de la turbine SCHNEIDER

Nous représentons sur le graphique suivant l'évolution de la vapeur dans la H.P. (Fig. III.1) et dans la B.P. (Fig. III.2) [57]:

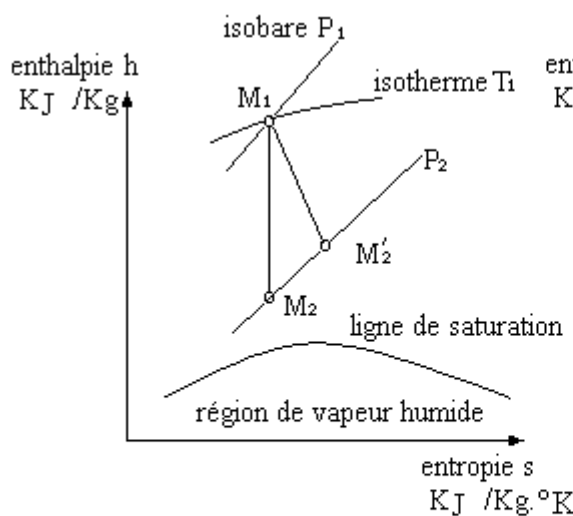


Fig. III.1 : Evolution de la vapeur dans la turbine H.P. avec  
 $P_1 = 88 \text{ bars}$ ,  $T_1 = 540^\circ\text{C}$ ,  $Q_1 = 217 \text{ t/h}$   
 $P_2 = 4,06 \text{ bars}$ ,  $T_2 = 218^\circ\text{C}$ ,  $Q_2 = 173 \text{ t/h}$

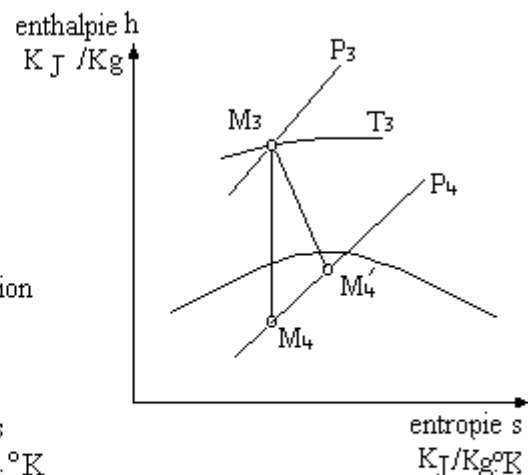


Fig. III.2 : Evolution de la vapeur dans la turbine B.P. avec:  
 $P_3 = 4,06 \text{ bars}$ ,  $T_3 = 218^\circ\text{C}$ ,  $Q_3 = 173 \text{ t/h}$   
 $P_4 = 0,05 \text{ bars}$ ,  $T_4 = 32,5^\circ\text{C}$ ,  $Q_4 = 148 \text{ t/h}$

Les paramètres thermodynamiques d'entrées et de sorties de la (BP) des différents étages ainsi que les valeurs de l'enthalpie correspondantes, sont portés sur le tableau suivant :

Tableau III.1 :

paramètres	Pression [bars]	Température [°C]	Enthalpie [KJ/Kg]
Entrée BP.	4,06	218	2860,5
Entrée 4 <sup>ième</sup> rangée	1,98	132	2768,8
Entrée 7 <sup>ième</sup> rangée	0,5	76	2645,9-2661,5
Sortie BP.	0,05	32,5	2561,5

Sur les tables thermodynamique de la vapeur d'eau, nous pouvons reprendre les valeurs suivantes :

La différence d'enthalpie entre le 1<sup>ier</sup> et le 3<sup>ième</sup> étage :

$$2860,5 - 2768,8 = 91,70 \text{ pour trois étages,}$$

et donc : 30,5 KJ/Kg pour chacun des trois premiers étages.

Par contre à l'entrée de la septième roue nous devons combiner entre deux valeurs :

- Pour : P = 50 KPa et T = 81,33°C, nous avons : h = 2645,9 KJ/Kg

La différence d'enthalpie entre l'entrée du 7<sup>ième</sup> et la sortie du 8<sup>ième</sup> étage est de :

$$2645,9 - 2561,5 = 84,40 \text{ KJ/Kg}$$

donc environ : 42 KJ/Kg pour un étage

- Pour : P = 40 KPa et T = 75,87°C, nous avons : h = 2636,8 KJ/Kg

La différence d'enthalpie pour le 7 et le 8 étage est de :

$$2636,8 - 2561,5 = 75,30 \text{ KJ/Kg}$$

Donc, environ : 37,66 KJ/Kg pour un étage. Nous choisissons une valeur approchée de 40KJ/Kg pour le 8<sup>ième</sup> étage.

## III.2 TRACE DES TRIANGLES DES VITESSES

A partir des données fournies par la centrale thermique d'Alger-Port, sur les paramètres d'entrée de la vapeur au niveau de la turbine basse pression, nous pouvons effectuer les calculs suivants :

### III.2.1 Tracé du triangle des vitesses du premier étage :

Avant tout nous pouvons constater que la longueur de l'ailette du premier étage est négligeable par rapport au diamètre moyen :  $\frac{l}{r_m} \ll 0,4$  ; l'ailette ne présente pas de vrillage, elle possède un profil constant calé selon un angle constant selon le rayon ; donc nous pouvons considérer les phénomènes constants tout au long de l'ailette et nous pouvons prendre une valeur moyenne [29].

- calcul de la vitesse à la sortie du distributeur du premier étage :

à partir de la formule III.6, on a :

$$v_2 = \sqrt{\eta(2(1-\sigma)\Delta h + v_1^2)}$$

$v_1$  : vitesse initiale à l'entrée du distributeur ; on considère  $v_1 \cong 0$

- calcul de la vitesse relative à l'entrée de la roue mobile du premier étage, en appliquant la relation trigonométrique qui relie les différentes vitesses ( $u, v, w$ ) ; (des triangles de vitesse) à partir de la relation III.7 :

$$w_2^2 = u^2 + v_2^2 - 2 u \cdot v_2 \cos \alpha$$

- calcul de l'angle  $\beta_2$  à l'entrée de la première roue, angle d'entrée de  $w_2$  (déterminé graphiquement) :

$$\beta_2 = \arctg \frac{v_2 \sin \alpha_2}{v_2 \cos \alpha_2 - u_1}$$

- calcul de la vitesse relative à la sortie de la première roue à partir de l'expression III.8 :

$$w_3 = \sqrt{\eta(2\sigma \Delta h + w_2^2)}$$

Pour garder le même aubage que celui du distributeur, on suppose que (cas classique) :

$$\beta_3 = 180^\circ - 20^\circ = 160^\circ$$

- calcul de l'angle  $\alpha_3$  formé par la vitesse  $v_3$  à la sortie de la première roue :

$$\alpha_3 = \arctg \frac{w_3 \sin \beta_3}{u + w_3 \cos \beta_3}$$

du triangle des vitesses on a :

$$v_3^2 = u^2 + w_3^2 - 2 u \cdot w_3 \cos(180 - \beta_3)$$

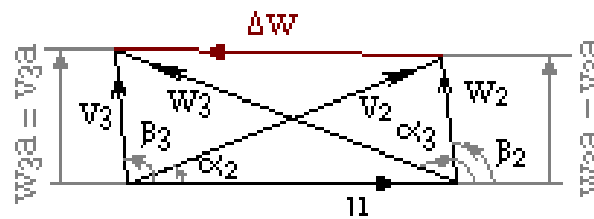


Fig. III.5 : Triangle des vitesses du premier étage

Les résultats sont mentionnés dans le tableau III.2.

### III.2.2 Tracé des triangles des vitesses du huitième étage

#### a) analyse de calcul

Nous pouvons considérer l'hypothèse simplificatrice concernant la périodicité des étages, qui nous permettra d'obtenir des solutions approchées ; cette hypothèse a été vérifiée par tracé des triangles de vitesse des différents étages [6].

La périodicité est caractérisée par l'identité de la vitesse du fluide (valeur et direction) à la sortie qu'à l'entrée de l'étage (cas général).

Cela nous permet de passer directement au calcul du triangle de vitesses du huitième étage.

L'étude du huitième étage sera différente de celle du premier étage, à cause de la longueur des aubes. Dès que la longueur radiale  $h$  des aubes n'est pas petite devant le rayon moyen de la veine, l'écoulement évolue le long du rayon, comme la vitesse circumférentielle  $u$ . Il devient nécessaire de faire évoluer l'angle de calage des aubes, et même leur profil (aubes vrillées).

Le vrillage ne s'impose que pour des hauteurs relative déjà grandes :  $h/r_m > 0,4$ .

Dans ce cas nous devons faire intervenir une dimension supplémentaire, à savoir l'évolution des angles du diagramme des vitesses en fonction du rayon.

Pour faire cette étude nous allons considérer des valeurs locales de  $\sigma$ ,  $\mu$ ,  $\nu$ ,  $\mu_f$  et  $\nu_f$ . Valeurs qui seront fonction du rayon considéré.

$\sigma$  : Degré de réaction cinématique tangentiel d'une grille mobile (déjà cité), qui compare au travail massique l'énergie transformée tangentielle. Il mesure le rapport entre la variation d'enthalpie dans l'aubage mobile et le travail de cet aubage, il est directement lié à la variation de la pression dans l'aubage.

$$\sigma = \frac{\Delta h_{mu}}{\tau} = -\frac{w_{mu}}{u}$$

$\mu$  : Coefficient de travail, rapporte le travail reçu par unité de masse du fluide  $\tau$  au carré d'une vitesse de référence (vitesse tangentielle d'entraînement) ; pour les turbines  $\mu$  peut varier de  $-2,5$  à  $-0,4$ .

$$\mu = \frac{\tau}{u^2} = \frac{\Delta w_u}{u}$$

$\nu$  : Coefficient de débit, ayant une importance aérodynamique ; il s'applique à des machines axiales et caractérise la vitesse axiale locale du fluide ou le débit local adimensionnel à un rayon donné

$$\nu = \frac{v_a}{u} = \frac{w_a}{u}$$

Pour le cas d'une turbine :

$$v_f = v_2 = \frac{v_{2a}}{u} \quad \text{ailettes fixes}$$

$$v_m = v_3 = \frac{w_{3a}}{u} \quad \text{ailettes mobiles}$$

Pour résoudre les problèmes qui se posent pour des machines à aubes longues, la seule ressource (cas extrême) est de procéder à la mise en équation complète de l'équilibre de l'écoulement, de résoudre les équations aux dérivées partielles à l'aide d'un ordinateur puissant. Ce qui exige une programmation très importante et un temps de calcul très long [6].

Bien souvent l'écoulement à l'entrée de la machine est irrotationnel, et l'on cherche à s'en approcher aussi à la sortie. Cette forme naturelle et importante de l'écoulement permet de garder le travail des aubes mobiles, constant en fonction de  $r$  pour tous les étages.

Les écoulements à trois dimensions irrotationnels sont plus aisés à étudier, du fait qu'ils obéissent à des lois très générales.

Une machine à aubes longues peut toujours être considérée comme une association de tranches de faibles hauteurs et de rayons successifs, en faisant varier les paramètres de l'écoulement en fonction du rayon.

Une machine irrotationnelle est caractérisée par la variation du degré de réaction en fonction du rayon, tout au long de l'ailette. Qu'elle soit périodique ou non, elle doit vérifier les cinq conditions suivantes :

$$(1 - \sigma)r^2 = \text{cte} ; \quad \mu r^2 = \text{cte} ; \quad \mu_f r^2 = \text{cte} ; \quad v_2 r = \text{cte} ; \quad v_3 r = \text{cte}$$

### ***Evolution de $\mu$ et $v$ en fonction du rayon :***

Soit donc un étage courant à vitesse axiale constant en  $r$ , et présentant au rayon  $r_0$  les valeurs  $\mu_0$ ,  $\mu_{f0}$ ,  $v_{02}$ ,  $v_{03}$ ,  $\sigma_0$  des paramètres correspondants. Les relations s'écrivent alors :

$$\mu = \mu_0 \left( \frac{r_0}{r} \right)^2 ; \quad v_2 = v_{02} \frac{r_0}{r} ; \quad (1 - \sigma) r^2 = (1 - \sigma_0) r_0^2$$

$$\mu_f = \mu_{f0} \left( \frac{r_0}{r} \right)^2 ; \quad v_3 = v_{03} \frac{r_0}{r}$$

Evolution des angles de sortie en fonction de  $r$  :

$$\cot g \alpha_2 = \frac{1}{v_{02}} \left[ (1 - \sigma) \frac{r}{r_0} - \frac{\mu_0}{2} \frac{r_0}{r} \right] \quad \text{et} \quad \cot g \beta_3 = -\frac{1}{v_{03}} \left[ \sigma \frac{r}{r_0} - \frac{\mu_0}{2} \frac{r_0}{r} \right]$$

### b) Etapes de calcul des paramètres thermodynamiques

Selon la longueur de l'ailette, évaluée à 510 mm, nous réalisons cette étude pour cinq zones différentes (Fig. III.6), à des rayons :  $r_{\text{ped d'aube}}$ ,  $r_{\text{moyen}}$ ,  $r_{\text{exterieur}}$ , et deux rayons intermédiaires  $r_1$  et  $r_2$ .

Sur la figure III.7, sont représentés les aubages développés en plan aux niveaux des rayons extrêmes (rayon intérieur et rayon extérieur) de l'ailette de longueur non négligeable.

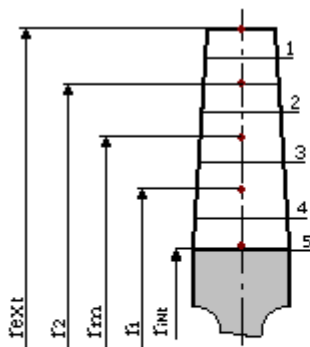


Fig. III.6 : Représentation des zones de calcul en fonction des rayons choisis

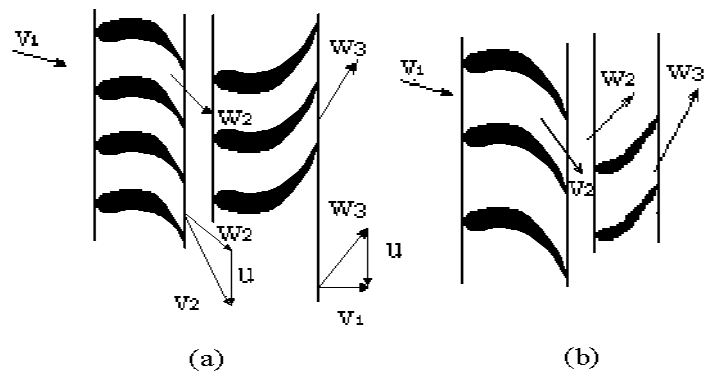


Fig. III.7 : Aubage développé en plan aux rayons : intérieur (a) et extérieur (b).

1 - Nous fixons les valeurs initiales au pied de l'aube (cas réel) :  $\sigma_0$ ,  $\mu_0$ ,  $v_{02}$ ,  $v_{03}$ ,  $\alpha_2$  et  $\beta_3$ .

2 - Calcul des paramètres au rayon  $r_1$  :

D'après les lois des turbines irrotationnelle, on a :

$$(1 - \sigma_1)r_1^2 = (1 - \sigma_0)r_0^2 \Rightarrow \sigma_1 = 1 - (1 - \sigma_0)\left(\frac{r_0}{r_1}\right)^2$$

$$\mu_1 r_1^2 = \mu_0 r_0^2 \Rightarrow \mu_1 = \mu_0 \left(\frac{r_0}{r_1}\right)^2$$

$$v_{f1} r_1 = v_{f0} r_0 \Rightarrow v_{f1} = v_{f0} \frac{r_0}{r_1}$$

$$v_{m1} r_1 = v_{m0} r_0 \Rightarrow v_{m1} = v_{m0} \frac{r_0}{r_1}$$

et  $v_f = v_2$  ;  $v_m = v_3$

$$\cotg \alpha_2 = \frac{1}{v_{f0}} \left[ (1 - \sigma_1) \frac{r_1}{r_0} - \frac{\mu_0}{2} \frac{r_0}{r_1} \right]$$

$$\cotg \beta_3 = -\frac{1}{v_{m0}} \left[ \sigma_1 \frac{r_1}{r_0} - \frac{\mu_0}{2} \frac{r_0}{r_1} \right]$$

On obtient les valeurs de  $\sigma_1$ ,  $\mu_1$ ,  $v_{21}$ ,  $v_{31}$ ,  $\alpha_2$ ,  $\beta_3$  (Tableau III.2).

La même procédure de calcul se fera pour les autres sections aux niveaux des différents rayons.

### c) Triangles des vitesses aux différents rayons de l'ailette

1 - Triangle des vitesses au pied de l'aube de la huitième rangée, en utilisant les données initiales portées sur le tableau III.2. On suit la même procédure de calcul que pour le cas de l'aube du premier étage.

2 - Pour les triangles de vitesses aux autres rayons, nous suivrons la même procédure de calcul en appliquant les valeurs locales considérées pour chaque cas.

Les résultats sont représentés sur le tableau III.2.

Nous obtenons le triangle des vitesses pour l'étage 8, au pied de l'aube (Fig. III. 8).

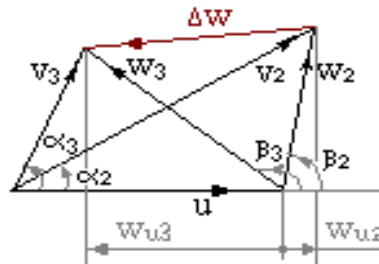


Fig. III.8 : Triangle des vitesses de l'ailette du huitième étage (pied d'aube).

La figure III9 : représente le triangle des vitesses du huitième étage au rayon moyen.

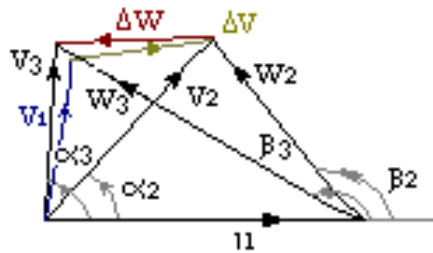


Fig. III.9 : Triangle de vitesses de l'ailette du huitième étage (rayon moyen).

La figure III.10 : représente le triangle des vitesses du huitième étage au rayon extérieur.

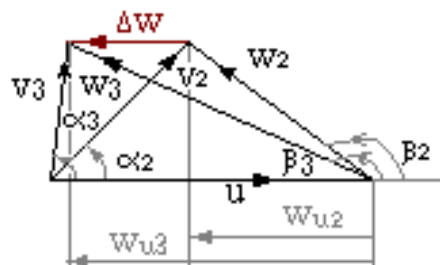


Fig. III.10 : Triangle de vitesses de l'ailette du huitième étage (rayon extérieur).

	Ray.	$\Delta h$ KJ/ Kg	$\eta$	$\sigma$	$\alpha_2$	$\alpha_3$	$\beta_2$	$\beta_3$	$U_{th.}$ [m/s]	$U_r$ [m/s]	$V_{ini}$ [m/s]	$V_2$ [m/s]	$W_2$ [m/s]	$W_3$ [m/s]
1 <sup>ère</sup> étage	Pied d'aube	30,56	0,95	0,5	20°	94°	94°	160°	172,8	168,4	0	170,4	58,42	179,6
	Rayon moyen	30,56	0,95	0,5	20°	95°	104°	160°	174,9	179,4	0	170,4	60,7	180,4
8 <sup>ème</sup> étage	Pied d'aube	40	0,95	0,25	30°	68°	79,5°	138°	172,8	168,4	62	246,5	132,8	189,1
	Rayon $r_1$	40	0,95	0,51	33°	78°	110°	144°	213,6	208,2	76	206,7	119,5	228,7
	Rayon moyen	40	0,95	0,61	37°	84°	129°	150°	242	235,8	95,4	187,7	145,7	263,7
	Rayon $r_2$	40	0,95	0,74	41°	81°	139°	154°	295,3	287,8	138	194,6	193,89	303,2
	Rayon	1,06	40	0,95	0,8	45°	84,5°	141,5°	316,3	308,3	159,5	198,4	225,1	330
	Rayon extérieur													

**TABLEAU III.2 : RESULTATS DE CALCULS CINEMATIQUES ET THERMODYNAMIQUE**

### ***Conclusion***

Dans le but de réaliser un calcul de résistance de l'ailettage d'une turbine à vapeur, plus précisément le dernier étage de la basse pression, qui est le plus soumis aux contraintes : contraintes du flux de vapeur (provoquant la flexion de l'ailette), la traction due aux forces centrifuges, le phénomène d'érosion provoqué par l'humidité qui règne dans cette zone (due au changement d'état de la vapeur saturée). Nous avons été amenés à réaliser une étude suivie d'un calcul thermodynamique, dans le but de déterminer les triangles de vitesses selon différents niveaux (par rapport au rayon) d'une ailette du dernier étage mobile. D'où nous avons ressorti les vitesses axiales, tangentielles ainsi que les déviations angulaires du flux, nécessaires aux calculs des efforts subits par l'ailette. Ces valeurs portées sur le tableau III.2, nous permettrons, au chapitre suivant, de déterminer les forces provoquées par le flux de vapeur, de la manière la plus approximative.

## **CHAPITRE IV : DETERMINATION DES PARAMETRES DE CALCUL A L'AIDE DU LOGICIEL SOLID WORKS**

<i>Introduction</i>	59
Etape 1 : RECONSTRUCTION DE L'AILETTE	60
Etape 2 : PROPRIETES DE MASSE DE L'AILETTE	61
Etape 3 : DETERMINATION DES PARAMETRES GEOMETRIQUES	63
Etape 4 : CALCUL GRAPHIQUE DES COORDONNEES $Y_1$ ET $Z_1$	66
<i>Conclusion</i>	67

## **Introduction**

Afin de pouvoir tirer les paramètres nécessaires pour la résolution des calculs mécaniques de l'ailette pour l'acier et pour l'alliage d'aluminium, surtout en ce qui concerne certaines caractéristiques géométriques des sections d'ailettes, nous avons été amené à utiliser l'outil informatique. Un logiciel de construction mécanique : le Solid Works, a été nécessaire pour la détermination de ces paramètres.

**La première étape** du travail fut de reconstruire l'ailette entière de la huitième rangée de la turbine à vapeur (BP).

En utilisant l'ailette réelle et en étant muni de quelques plans de coupe à la base de l'ailette, nous avons repris point par point les mesures de celle-ci. Nous avons redessiné différentes sections de base et à l'aide du logiciel nous avons pu reconstruire l'ailette entière (Esquisse 1).

**La deuxième étape** du travail : nous avons introduits les propriétés de masse du matériau, pour les deux cas : l'acier chromé et l'alliage d'aluminium au cuivre [16, 17]. Cela nous a permis d'obtenir les valeurs des moments d'inertie de l'ailette (voir ci-dessous) pour les deux cas. Ces paramètres ont été utilisés pour le calcul des contraintes de flexion et de traction subis par cette ailette.

**La troisième étape** du travail fût de réaliser une discrétisation de l'ailette à différents niveaux de hauteur de celle-ci, pour pouvoir tirer les angles  $\theta$  nécessaires au calcul des moments par rapport aux axes d'inertie. De même, prendre les valeurs des sections respectives, qui seront utilisées pour le calcul de la force centrifuge subie par l'ailette.

Exemple sur la figure 3 : au niveau de la hauteur  $x_{mi} = 31,75\text{mm}$ , nous avons obtenu les valeurs de  $\theta = 80,45^\circ$ , et dont la section du profil est  $S = 803,91 \text{ mm}^2$ .

**La quatrième étape** du travail fût de calculer graphiquement les coordonnées  $y_1$  et  $z_1$  du point le plus éloigné de la ligne neutre où règne la contrainte maximale (Fig. 4).

Lorsque la section est compliquée, il est commode d'avoir recours à la méthode graphique. On dessine à cet effet la section à l'échelle et on mène les axes principaux  $y$  et  $z$ . puis, on construit la ligne neutre. On détermine ainsi à l'aide d'une règles et d'une équerre le point le plus éloigné de la ligne neutre et on relève ses coordonnées  $y_1$  et  $z_1$  directement sur le dessin.

**Esquisse 1 :**

Représentation en perspective de l'ailette, vue côté fixation (pied de sapin circulaire). Bord d'attaque au devant de l'aube.  
Représentation des axes d'inertie, avec centre de gravité.

**1<sup>ère</sup> étape :** Reconstruction de l'ailette à partir de données réelles. En utilisant le logiciel de construction mécanique le Solid Works.

### Propriétés de masse concernant l'aube construite avec l'acier (paramètres tirés du logiciel Solid Works).

Propriétés de masse de Aube02Spline

Densité = 0.007800 grammes par millimètre cube

Masse = 1779.426231 grammes

Volume = 228131.568036 millimètres cubes

Superficie = 74477.198989 millimètres carrés

Centre de gravité: (millimètres)

$$X = - 8.766082$$

$$Y = 148.762383$$

$$Z = - 117.684827$$

Axes d'inertie principaux et moments d'inertie principaux: (grammes \* millimètres carrés)

Pris au centre de gravité.

$$I_x = (0.006153, -0.008968, 0.999941) \quad P_x = 755130.572401$$

$$I_y = (0.983652, 0.180025, -0.004438) \quad P_y = 29610303.325970$$

$$I_z = (-0.179975, 0.983621, 0.009929) \quad P_z = 30219122.561761$$

Moments d'inertie: (grammes \* millimètres carrés)

Pris au centre de gravité et aligné avec le système de coordonnées de sortie.

$$L_{xx} = 29628931.134321 \quad L_{xy} = 106185.231785$$

$$L_{xz} = 178618.821824$$

$$L_{yx} = 106185.231785 \quad L_{yy} = 30197021.802993$$

$$L_{yz} = -264696.456851$$

$$L_{zx} = 178618.821824 \quad L_{zy} = -264696.456851$$

$$L_{zz} = 758603.522818$$

Moments d'inertie: (grammes \* millimètres carrés)

Pris au système de coordonnées de sortie.

$$I_{xx} = 93652625.078370 \quad I_{xy} = -2214299.142483$$

$$I_{xz} = 2014336.942995$$

$$I_{yx} = -2214299.142483 \quad I_{yy} = 54978312.886332$$

$$I_{yz} = -31417245.611428$$

$$I_{zx} = 2014336.942995 \quad I_{zy} = -31417245.611428$$

$$I_{zz} = 40274483.535886$$

### Propriétés de masse de l'aube construite avec l'alliage d'aluminium (paramètres tirés du logiciel Solid Works).

Propriétés de masse de Aube02Spline

Densité = 0.002800 grammes par millimètre cube

Masse = 638.768390 grammes

Volume = 228131.568036 millimètres cubes

Superficie = 74477.198989 millimètres carrés

Centre de gravité: (millimètres)

$$X = - 8.766082$$

$$Y = 148.762383$$

$$Z = - 117.684827$$

Axes d'inertie principaux et moments d'inertie principaux: (grammes \* millimètres carrés)

Pris au centre de gravité.

$$I_x = (0.006153, -0.008968, 0.999941) \quad P_x = 271072.513170$$

$$I_y = (0.983652, 0.180025, -0.004438) \quad P_y = 10629339.655476$$

$$I_z = (-0.179975, 0.983621, 0.009929) \quad P_z = 10847890.150376$$

Moments d'inertie: (grammes \* millimètres carrés)

Pris au centre de gravité et aligné avec le système de coordonnées de sortie.

$$L_{xx} = 10636026.561038 \quad L_{xy} = 38117.775513$$

$$L_{xz} = 64119.577065$$

$$L_{yx} = 38117.775513 \quad L_{yy} = 10839956.544664$$

$$L_{yz} = -95019.240921$$

$$L_{zx} = 64119.577065 \quad L_{zy} = -95019.240921$$

$$L_{zz} = 272319.213319$$

Moments d'inertie: (grammes \* millimètres carrés)

Pris au système de coordonnées de sortie.

$$I_{xx} = 33618891.053774 \quad I_{xy} = -794876.615250$$

$$I_{xz} = 723095.312870$$

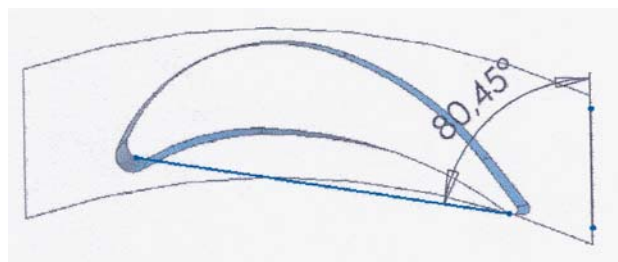
$$I_{yx} = -794876.615250 \quad I_{yy} = 19735804.625863$$

$$I_{yz} = -11277985.604102$$

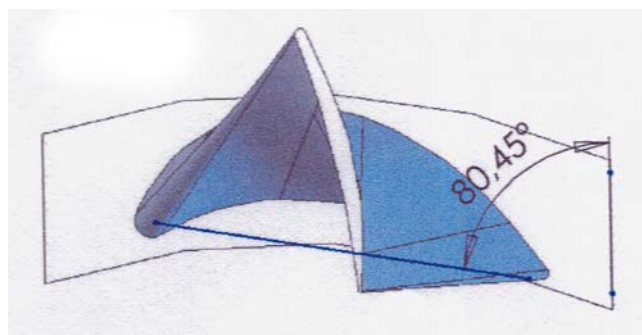
$$I_{zx} = 723095.312870 \quad I_{zy} = -11277985.604102$$

$$I_{zz} = 14457506.910318$$

**3<sup>ème</sup> étape** du travail fût de réaliser une discrétisation de l'ailette à différents niveaux de hauteur de celle-ci, pour pouvoir tirer les angles  $\theta$  ( $\gamma$ ) nécessaires au calcul des moments par rapport aux axes d'inertie. Et de même prendre les valeurs des sections respectives, qui seront utilisées pour le calcul de la force centrifuge subie par l'ailette.



Vue en coupe de l'ailette au niveau de la hauteur :  $x_{mi} = 31,75$  mm



Vue de haut de l'ailette, avec représentation de l'angle  $\theta$  au niveau de la hauteur :

$$x_{mi} = 31,75 \text{ mm}$$

Tableau IV.1, donnant quelques paramètres constructifs de l'ailette (tirés du logiciel Solid Works), correspondant aux figures IV.5 et IV.6 :

$x_i$ [mm]	$x_{mi}$ [mm]	Section [mm <sup>2</sup> ]	$\theta_i$ [°]
0		919,20	82,80
64	31,75	803,91	80,45
	127,4	701,27	77,69
192,5	255	607,84	71,38
	382	520,36	63,54
318,75	500	436,39	54,57
		354,72	44,12
446,25		274,67	32,95
		195,75	21,71
		117,63	13,02

Fig. IV.5 : Variation de la section de l'aube aux différents tronçons

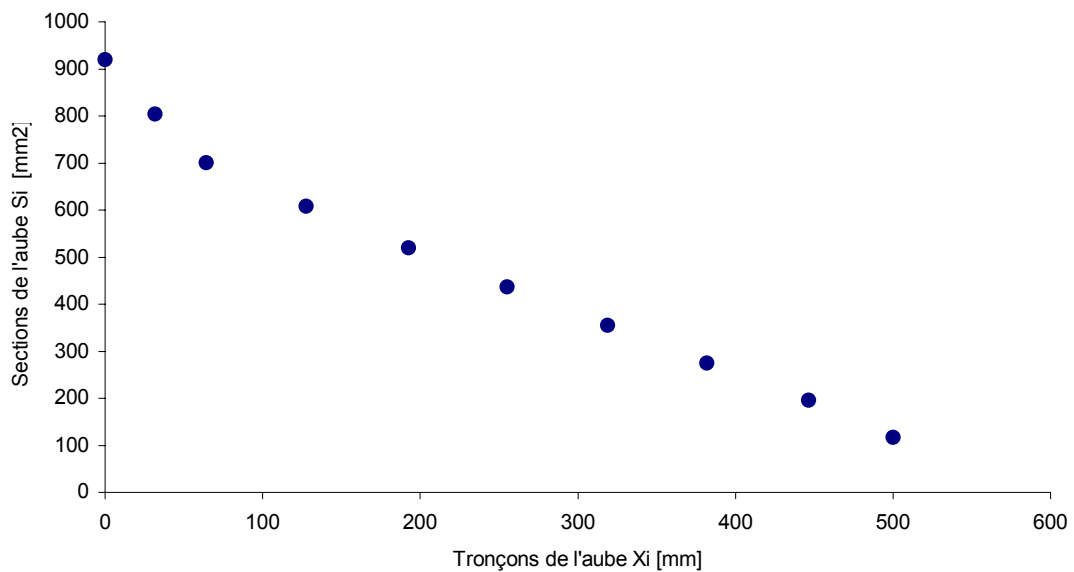
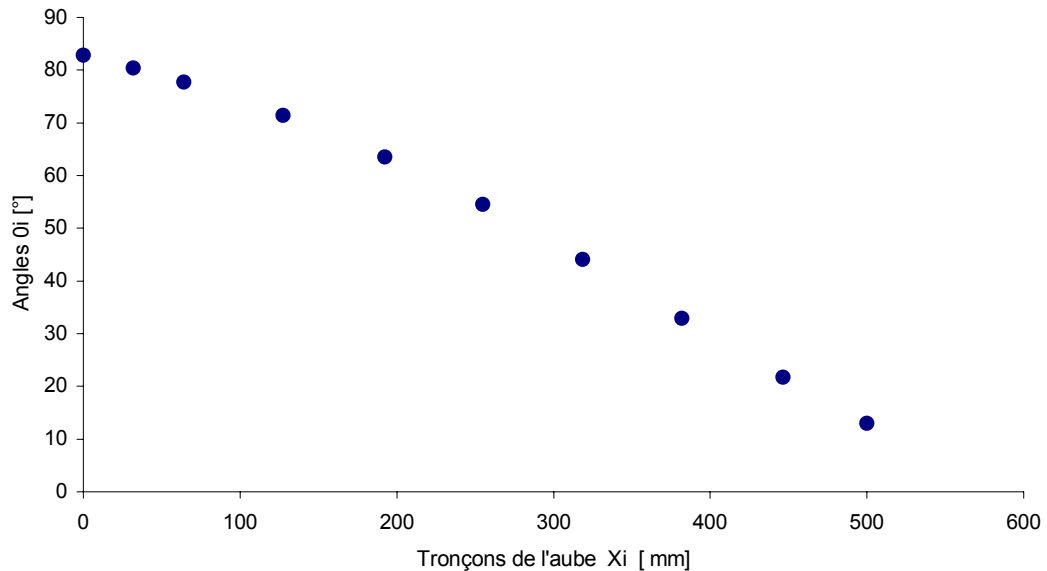


Fig. IV.6 : Variation de l'angle  $\theta$  aux différents tronçons**Remarque :**

Nous remarquons sur le graphe que l'angle de calage  $\theta$  ( $\gamma$ ) tend à diminuer en fonction de l'accroissement du rayon. Cette diminution suit le vrillage important de l'ailette. Cela nous permet de confirmer l'analyse de l'évolution de l'angle de sortie  $\beta_3$ , qui tend à éloigner la vitesse de sortie  $w_3$  du flux de vapeur de l'aube mobile  $w_3$  de l'axe de rotation [6].

**4<sup>ème</sup> étape** du travail fût de calculer graphiquement les coordonnées  $y_1$  et  $z_1$  du point le plus éloigné de la ligne neutre où règne la contrainte maximale (Fig. IV.7).

La contrainte maximale apparaît au point le plus éloigné de la ligne neutre, soient  $y_1$  et  $z_1$  les coordonnées de ce point. On déduit alors :

$$\sigma_{\max} = \frac{M_y}{I_y} \cdot z_1 + \frac{M_z}{I_z} \cdot y_1 \quad \text{V.11}$$

Lorsque la section a une forme compliquée, il est commode d'avoir recours à la méthode graphique. On dessine à cet effet la section à l'échelle et on mène les axes principaux  $I_y$  et  $I_z$ , la ligne neutre, on détermine le point le plus éloigné de la ligne neutre et on relève les coordonnées  $y_1$  et  $z_1$  directement sur le dessin [19].

**4<sup>ième</sup> étape** du travail fût de calculer graphiquement les coordonnées  $y_1$  et  $z_1$  du point le plus éloigné de la ligne neutre où règne la contrainte maximale, figure suivante :

## **CHAPITRE V : CALCUL A LA RESISTANCE MECANIQUE DE L'AILETTE DE LA DERNIERE RANGEE DE LA TURBINE A VAPEUR BP.**

<b><i>Introduction</i></b>	<b>68</b>
<b>V.1 CHARGES APPLIQUEES A L'AILETTE</b>	<b>69</b>
V.1.1 Analyse de calculs des efforts de flexion	70
A/ Portance théorique	71
a/ Effort tangentiel	71
b/ Effort axial	72
c/ Valeur de F	72
B/ Analyse de calculs des efforts de flexion subits par l'ailette de la huitième roue B.P.	73
V.1.2 Calculs des efforts subits par l'ailette de la huitième roue	75
a/ Calcul de la masse volumique	75
b/ Calcul du pas t pour les différents rayons	75
c/ Calcul des vitesses relatives axiales moyennes pour les différents rayons	76
d/ Calcul des vitesses relatives tangentielles moyennes	77
e/ Calcul de la déviation angulaire au niveau de la roue mobile	77
f/ Calcul des efforts sur l'ailette	80
V.1.3 Calculs des moments de flexion subits par l'ailette	82
V.1.4 Détermination de la contrainte de flexion	89
V.1.5 Détermination de la contrainte de traction	90
V.1.6 Calcul de la contrainte de flexion et de traction dans la cinquième zone (pied de l'aube)	93
1 <sup>er</sup> cas de calcul pour l'acier	94
1 – Calcul de la contrainte de flexion	94
2 – Calcul de la force centrifuge	94
3 – Calcul de la contrainte totale subie par l'ailette au pied de l'aube	95
2 <sup>ième</sup> cas de calcul pour l'aluminium	95
1 – Calcul de la contrainte de flexion	95
2 – Calcul de la force centrifuge	96
3 – Calcul de la contrainte totale subie par l'ailette au pied de l'aube	96
<b><i>COMPARAISON ET CONCLUSION</i></b>	<b>97</b>

## **Introduction**

Les turbomachines représentent en général un système technologique complexe. Pour cela et dans le but d'un fonctionnement sans défaillance, il faut leur assurer une fiabilité d'action de tous leurs éléments. En considérant les charges extérieures qui agissent sur les éléments des turbomachines pendant leur exploitation, selon leurs natures, nous avons :

- Charges dues au fluide moteur (gaz, ou vapeur), qui sont transmises par le fluide moteur aux éléments du rotor ; ces charges sont engendrées par les forces de pression du flux sur la surface des pièces et aussi par les forces de frottements du même flux sur leurs surfaces.
- Charges dues à l'inertie, à ces charges se rapportent les moments des couples de forces qui apparaissent dans les fondations des turbomachines.
- Charges dues à la température, particulièrement la mauvaise répartition de la température dans les pièces et à la différence de dilatation thermique des matériaux.
- Charges mécaniques engendrées par le frottement dans les paliers et d'autres organes [59].

En fonction de la direction d'action sur les différents éléments et pièces des turbomachines les charges extérieures peuvent être classifiées comme suite :

- Forces axiales dirigées le long de l'axe du rotor ;
- Forces tangentielles, se manifestent dans le plan de rotation ;
- Forces radiales : sont dirigées perpendiculairement à l'axe du rotor
- Moments de flexion ;
- Moments de torsion qui se manifeste par rapport à l'axe du rotor, dus aux vibrations.

En effet dans les ailettes, les disques et les tambours d'un rotor d'une turbine à vapeur, la contrainte principale est engendrée par les forces centrifuges et par conséquent la résistance imposée à ces éléments, surtout les ailettes, ne peut être atteinte par simple augmentation de leur dimension, du fait qu'on procédant ainsi on agit sur la masse, ceci entraîne une augmentation des forces d'inertie sur ces éléments et enfin de compte cela se répercute sur l'augmentation des contraintes.

Dans des cas pareils on procède d'une autre manière en particulier par le biais du changement de la construction, forme de la pièce ou bien l'utilisation d'autres matériaux.

Lors de la construction des pièces de turbines on adopte les méthodes combinées de calculs de résistance : analytique et expérimentales.

Le passage du schéma réel de construction à celui de schéma de calcul, et de ce dernier à celui de calculs des efforts, dans la majorité des cas, ne peut être réalisé qu'à travers la combinaison des applications analytiques et expérimentales. Dans ces derniers temps ces calculs sont réalisés par ordinateur ce qui permet à travers le calcul et la recherche de différentes variantes de déterminer la solution la plus optimale.

Pour s'assurer de l'efficacité pour contrer les forces centrifuges, des analyses de contraintes ont été mené par des chercheurs [23], dans le cas de substitution du matériau de construction d'une ailette du dernier étage de la turbine à vapeur B.P., par un alliage de titane Ti-6Al-4V. L'ailette est dotée d'une fixation en pied de sapin.

Des analyses de calcul par les éléments finis ont été utilisé, l'une à deux dimensions menée par le code de calcul « MARK » dont les résultats montre que la contrainte maximale due aux forces centrifuges est située au sommet du raccordement de l'ailette. La seconde à trois dimensions en utilisant le code de calcul « NASTRAN » qui à permit de vérifier la distribution des contraintes, en combinant le model de l'ailette et celui de la roue en simulant le point de contact en utilisant un ressort. Le résultat à permit de montrer une valeur maximale au milieu de la surface convexe et qui tend à devenir plus basse en allant vers les extrémités. Des tests de rupture statique ont été réalisés à la suite, avec des models de différentes tailles. Les résultats montrent, que la rupture commence au pied de l'ailette quand la charge atteint une valeur de 2,4 fois celle de la force centrifuge.

## V.1 CHARGES APPLIQUEES A L'AILETTE

On entend par résistance des pièces leur aptitude à subir des charges extérieures sans rupture ou dépassement des valeurs admissibles de leur dimension et leur forme dans un intervalle de temps déterminé (ou indéfini)[59].

Les principales charges auxquelles sont soumises les ailettes mobiles pendant l'exploitation d'une turbine, la pression du fluide moteur (vapeur ou gaz) et les forces centrifuges. Les efforts qui s'exercent sur les ailettes suite à l'écoulement du fluide moteur à travers les aubes, peuvent être conventionnellement représentés sous forme de deux composantes :

1 – leurs composantes constantes soumises aux contraintes statiques de flexion dans les sections de l'ailette ;

2 – les composantes variables ayant pour origine la non-homogénéité de l'attaque de l'aube mobile par le flux de vapeur, ce qui entraîne des vibrations engendrant des contraintes dynamiques dans l'ailette.

Les forces centrifuges sur l'ailette mobile sont fonction de la vitesse de rotation du rotor de la turbine.

Chaque ailette est considérée comme solide encastré à sa base, libre ou appuyé à son extrémité, est soumise à l'action du jet de vapeur et de la force centrifuge. On détermine généralement la contrainte résultante à l'encastrement.

### V.1.1 Analyse de calcul des efforts de flexion

Utilisons l'analyse de calcul développée dans l'ouvrage de René Bidard [6], pour la détermination de l'effort subi par l'ailette.

A/ Portance théorique :

La portance est l'effort  $F$  par unité de longueur d'aube que l'on obtiendrait si l'écoulement se faisait sans pertes (donc  $F_{th}$  supérieur à  $F_{réel}$ ).

Cet effort peut se décomposer en effort tangentiel  $F_u$  et effort axial  $F_a$ , (Fig. V.2).

On considère une grille plane, on suppose le fluide incompressible, avec une vitesse axiale constante, et on calcule l'effort développé par l'écoulement équivalent.

Cet effort peut ici se déduire du triangle de vitesses grâce au théorème des quantités de mouvement d'une part, et la relation de BERNOULLI d'autre part.

## Composantes de la portance théorique

a) Effort tangentiel  $F_u$  :

On considère le débit de fluide, qui passe entre deux surfaces de courant 1 et 2 (Fig. V.1), distante d'un pas  $t$ . Ce débit a pour valeur :

$$q = \rho \cdot w_a \cdot t \cdot l \quad \text{V.1}$$

avec :

- $q$  : débit de la vapeur ;
- $\rho$  : masse volumique de la vapeur ;
- $w_a$  : vitesse axiale à l'entrée de la roue ;
- $t$  : pas de l'aubage ;
- $l$  : longueur de l'ailette.

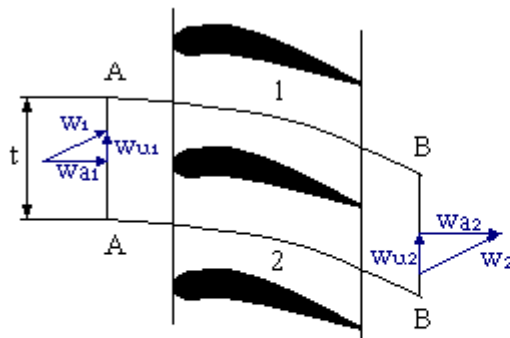


Fig. V.1: Représentation de la masse de fluide comprise entre des frontières bien définies

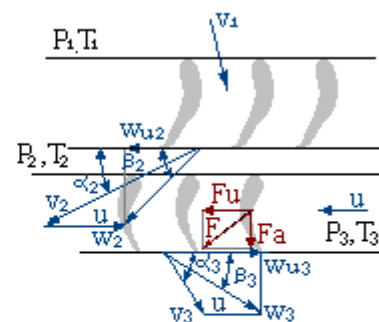


Fig. V.2 : Représentation de la projection d'une section cylindrique d'une turbine monoétagée :  
- Principe d'action des forces du flux de l'ailette

L'effort tangentiel est égale à :  $F_u = q \cdot \Delta w_u$  (théorème des quantités de mouvement).

Et en remplaçant  $q$  par sa valeur :

$$F_u = \rho \cdot w_a \cdot t \cdot l \cdot \Delta w_u \quad \text{V.2}$$

Avec :

$\Delta w_u$  : déviation angulaire au niveau de la roue mobile.

**b) Effort axial  $F_a$  :**

De la même manière, l'effort axial  $F_a$  est calculé. C'est à dire normal au front de grille. L'équilibre se réduit ici à celui des forces extérieures appliquées, puisqu'on a supposé la vitesse axiale constante : mais cette fois la différence de pression  $\Delta P$  de la grille agit sur les surfaces  $\Sigma_1$  et  $\Sigma_2$ , dont l'aire est égale à l.t. d'où :

$$F_a = t.l. \Delta P + (w_{1a} - w_{2a}).q$$

Or  $w_a$  est considéré constante, donc :  $w_{1a} - w_{2a} = 0$

Or, si on néglige les pertes (le fluide étant supposé incompressible).

Et

$$\frac{\Delta P}{\rho} = \Delta h = \Delta w_u \cdot w_{mu} \quad (\text{Démonstration annexe C})$$

D'où :

$$F_a = t.l.\rho.\Delta w_u \cdot w_{mu} \quad \text{V.3}$$

**c) Valeur de  $F$  :**

On voit que l'on a :

$$\frac{F_u}{w_a} = \frac{F_a}{w_{mu}} = \rho \cdot S \cdot \Delta w_u$$

et, comme il s'agit d'une part de deux composantes de  $F$ , et d'autre part des deux composantes de  $w_m$  ; on en déduit immédiatement que  $F$  est perpendiculaire à  $w_m$  et a pour valeur :

$$F = w_m \cdot \rho \cdot \Delta w_u \cdot S \quad \text{V.4}$$

### B/ Analyse de calcul des efforts de flexion subis par l'ailette de la huitième roue de la turbine à vapeur basse pression

Sur la figure V.3 est représenté le schéma des forces agissantes sur l'ailette ; le point O centre de gravité de la section du profil ; les droites y-y et z-z sont respectivement les axes minimal et maximal de l'inertie du profil ;  $\delta_b$  - angle de la tangente au profile ;  $y_1$  et  $z_1$  les distances du point le plus éloigné du profil par rapport aux axes minimal et maximal d'inertie.

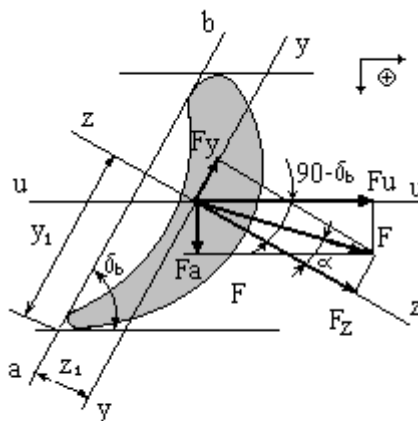


Fig. V.3: représentation de l'effort du flux sur une ailette

De la figure : V.3, on peut voir que :

$$F_z = F \cos \alpha \quad \text{et} \quad F_y = F \sin \alpha$$

Où :

$$\alpha = 90^\circ - \delta_b - \arctg F_a/F_u$$

et  $\delta_b$  variant selon les différentes sections.

Il faut noter ici qu'une simplification a été faite, l'axe minimal d'inertie y-y est parallèle à la droite (ab) tangente aux extrémités de l'ailette.

Les calculs ont montré que l'erreur due à cette simplification est négligeable malgré que l'axe y-y diverge en réalité de  $1-4^\circ$  par rapport à l'axe minimal d'inertie [59].

Il est à noter que la détermination des éléments géométriques du profil d'ailette ainsi que la position exacte des axes principaux d'inertie ne peut se faire qu'avec un calcul sur ordinateur. A cet effet nous avons utilisé un logiciel de calcul et de construction, le Solid Works (chapitre IV), afin de pouvoir déterminer les paramètres géométriques de l'ailette pour pouvoir effectuer les calculs nécessaires.

Pour la détermination des contraintes de flexion dans l'ailette, il faut tout d'abord choisir le régime de fonctionnement le plus contraignant, afin de pouvoir dégager l'effort  $F$  continue et le plus important

L'effort  $F$  peut être considéré comme étant réparti uniformément le long du profil de l'ailette, cependant pour un profil à sections variables, dans le cas où le paramètre  $\lambda < 10$  et  $\lambda = d/l$ , cet effort  $F$  ne peut pas être considéré comme étant à distribution uniforme, étant donné l'influence importante induite par la variation des paramètres tel que la pression, la vitesse de rotation, le débit du flux moteur par unité de longueur de l'ailette, etc.. Ceci implique évidemment un calcul sur différents tronçons de la longueur de l'ailette. De ce fait l'ailette est divisée de 5 à 10 tronçons égaux numérotés par ordre croissant à partir de la section libre (voir figure V.4). Au milieu de chaque tronçon, on calcule  $w_{1u}$ ,  $w_{2u}$ ,  $w_{1a}$ ,  $w_{2a}$ ,  $w_{mu}$ ,  $\Delta w_u$ ,  $F_a$ ,  $F_u$ ,  $t$  ( $t$  étant le pas de l'ailette correspondant au rayon considéré) tout en prenant en considération les signes correspondants aux directions des axes,  $u$  et  $a$  (Fig. V.5)

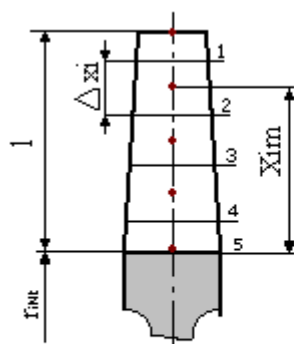


Fig. V.4: Profil à sections variables : partage de l'ailette en différents tronçons

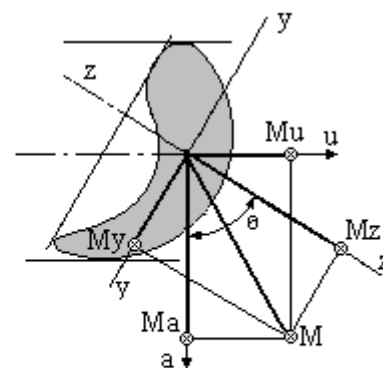


Fig. V.5: Moments de flexion dans une ailette à sections variables

### V.1.2 Calculs des efforts subits par l'ailette de la huitième roue

Avant d'entamer les calculs, il faudra déterminer les paramètres de calcul : masse volumique à l'entrée du huitième étage, le pas aux différents rayons choisis de la roue.

#### a) Calcul de la masse volumique

Nous relevons la valeur directement sur les tables thermodynamiques de la vapeur :

à partir des données :  $P = 50 \text{ KPa}$  et  $T = 76 \text{ °C} = 349 \text{ °K}$ ,

Nous avons :  $\nu_0 = 9,54 \text{ m}^3/\text{Kg}$ ,

d'où nous tirons :  $\rho_0 = \frac{1}{\nu_0} = 0,1048 \text{ Kg/m}^3$

$P$  : pression à l'entrée de la huitième roue ;

$T$  : température à l'entrée de la huitième roue, en degré Kelvin.

$\text{K} = 273 + \text{°C}$

La masse volumique  $\rho_0$  est considérée constante tout au long de l'ailette.

#### b) Calcul du pas $t$ pour les différents rayons de calcul :

Pour déterminer le pas il faut passer par une procédure de calcul :

Nous calculons le périmètre de la roue aux différents rayons, ensuite nous divisons par le nombre d'ailettes de la huitième rangée, pour pouvoir définir le pas aux différents rayons correspondants.

$$P_i = 2.\pi.r_i \quad \text{et} \quad P_i = t_i.z \quad t_i = P_i/z$$

Avec :

- $t_i$  : pas de l'aubage au rayon considéré
- $P_i$  : périmètre de la roue au rayon considéré ;
- $r_i$  : rayon considéré ;
- $z$  : nombre d'ailettes sur le huitième étage.

Les valeurs du pas aux différents rayons sont portées sur le tableau 6.1.

**c) Calcul des vitesses relatives axiales moyennes pour les différents rayons :**

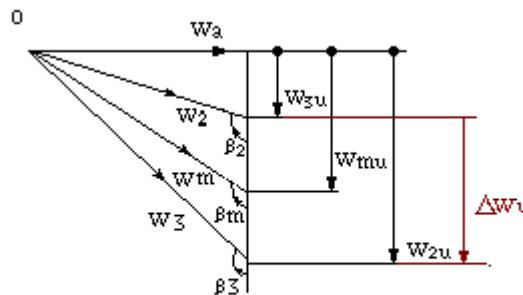


Fig. V.6: Schéma des vitesses relatives et déviation du flux de vapeur.

La vitesse axiale est déterminée par la formule suivante :

$$w_a = \frac{w_2 \sin \beta_2 + w_3 \sin(180 - \beta_3)}{2}$$

Le calcul est réalisé aux rayons :  $r_{int}$  (pied de l'ailette),  $r_1$ ,  $r_{moy}$  (rayon moyen),  $r_2$  et au rayon extérieur  $r_{ext}$ .

Les résultats de calculs sont portés sur le tableau V.1.

**d) Calcul des vitesses relatives tangentielles moyennes :**

Les vitesses sont calculées d'après la formule suivante :

$$w_{mu} = \frac{w_2 \cos \beta_2 + w_3 \cos \beta_3}{2}$$

Le calcul est réalisé aux rayons :  $r_{int}$  (pied de l'ailette),  $r_1$ ,  $r_{moy}$  (rayon moyen),  $r_2$  et au rayon extérieur  $r_{ext}$ :

**e) Calcul de la déviation angulaire au niveau de la roue mobile :**

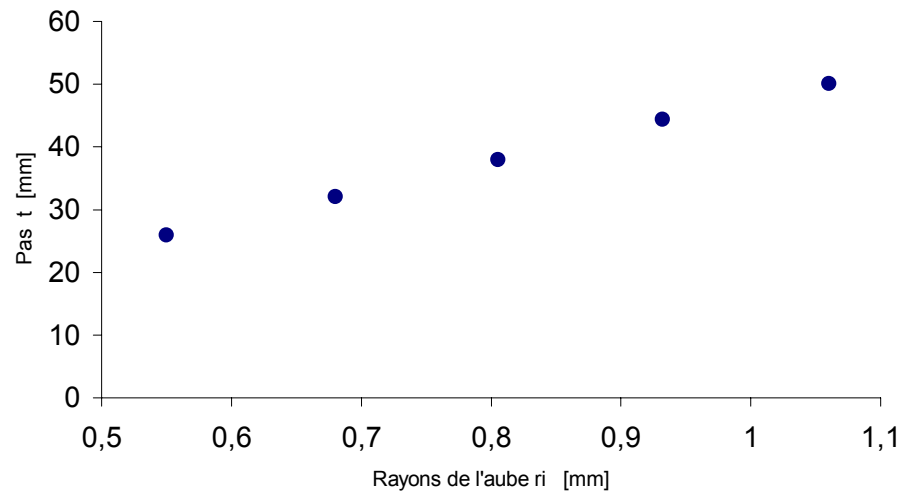
$$\Delta w_u = w_{u2} - w_{u3}$$

Le calcul est réalisé aux rayons :  $r_{int}$  (pied de l'ailette),  $r_1$ ,  $r_{moy}$  (rayon moyen),  $r_2$  et au rayon extérieur  $r_{ext}$ :

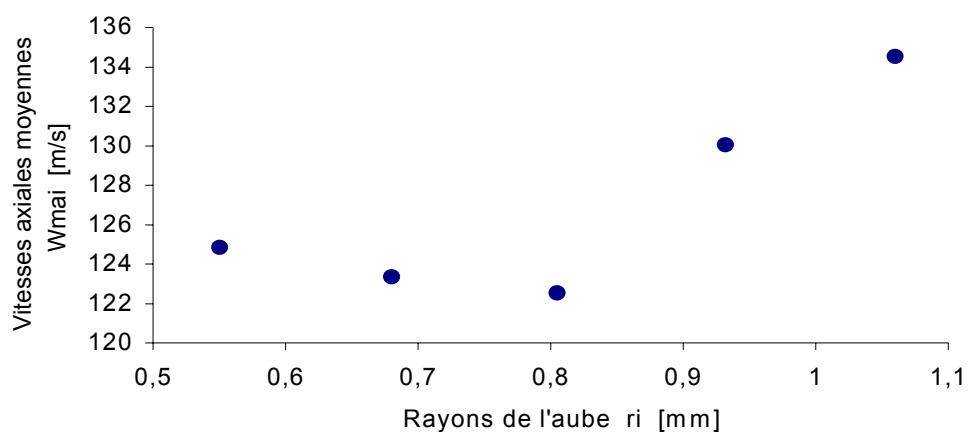
Les résultats numériques sont portés sur le tableau V.1

Tableau.V.1 : (correspondant aux figures V.8, V.9, V.10, V.11)

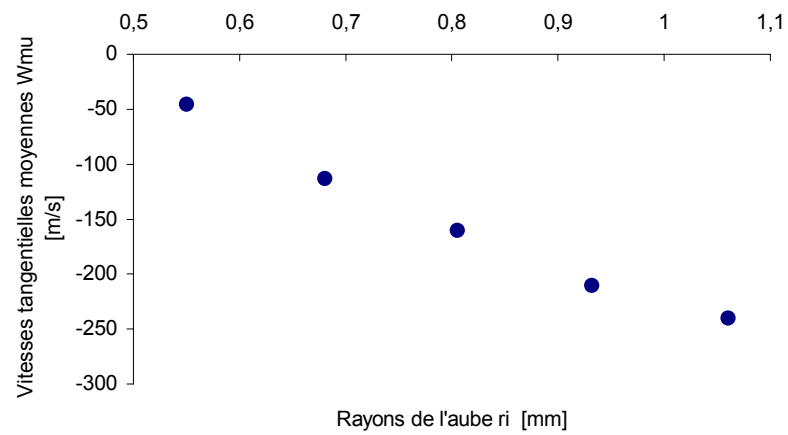
$r_i$	$t_i$ [mm]	$w_{mai}$ [m/s]	$w_{mui}$ [m/s]	$\Delta w_{ui}$ [m/s]
$r_{int}$	26,002	124,83	- 45,4	190,27
$r_1$	32,124	123,36	-112,94	-144,15
$r_m$	38,030	122,54	-159,97	-136,44
$r_2$	44,407	130,06	-210,48	-126,20
$r_{ext}$	50,076	134,53	-239,96	-127,60

**Fig. V.8 : Variation du pas en fonction du rayon**

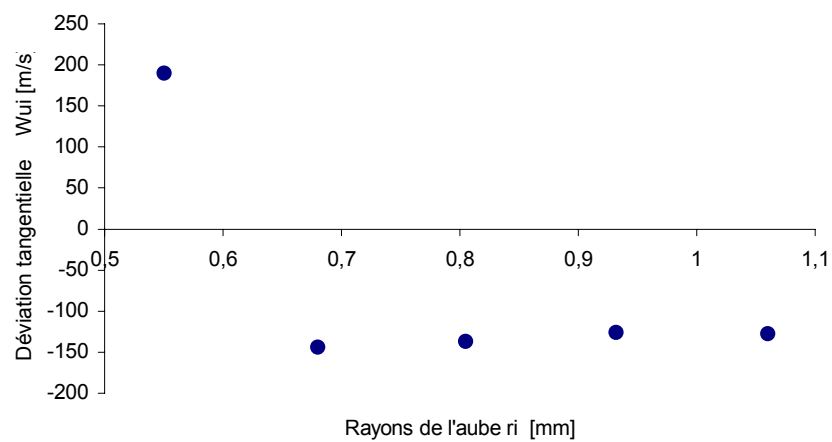
Sur la figure : V.8, nous remarquons la variation linéairement croissante du pas en fonction de l'accroissement du rayon. Due à l'augmentation du périmètre tout au long du rayon.

**Fig. V.9 : Variation de la vitesse axiale moyenne en fonction du rayon**

**Fig. V.10 : Variation de la vitesse tangentielle moyenne en fonction du rayon**



**Fig. V.11 : Variation de la déviation tangentielle par rapport au rayon**



**f) Calcul des efforts sur l'ailette :**

D'après la formule V.2 ; on a :

Au pied de l'aube :

$$F_{u.int} = \rho \cdot w_{a.int} \cdot t_{int} \cdot \Delta w_{u.int} \quad \text{par unité de longueur de l'ailette}$$

et d'après la formule V.3 ; on a :

$$F_{a.int} = \rho \cdot \Delta w_{u.int} \cdot t_{int} \cdot w_{mu.int} \quad \text{par unité de longueur de l'ailette}$$

Nous procédons de la même manière aux autres rayons :

$$F_{u1} = \rho \cdot w_{a1} \cdot t_1 \cdot \Delta w_{u1} \quad \text{et} \quad F_{a1} = \rho \cdot \Delta w_{u1} \cdot t_1 \cdot w_{mu1}$$

$$F_{um} = \rho \cdot w_{am} \cdot t_m \cdot \Delta w_{um} \quad \text{et} \quad F_{am} = \rho \cdot \Delta w_{u.m} \cdot t_m \cdot w_{mu.m}$$

$$F_{u2} = \rho \cdot w_{a2} \cdot t_2 \cdot \Delta w_{u2} \quad \text{et} \quad F_{a2} = \rho \cdot \Delta w_{u.2} \cdot t_2 \cdot w_{mu.2}$$

$$F_{u.ext} = \rho \cdot w_{a.ext} \cdot t_{ext} \cdot \Delta w_{u.ext} \quad \text{et} \quad F_{a.ext} = \rho \cdot \Delta w_{u.ext} \cdot t_{ext} \cdot w_{mu.ext}$$

Pour obtenir les valeurs des forces pour chaque tronçon, il suffit de multiplier par la longueur du tronçon considéré  $\Delta x_i$  (Fig. V.4).

Les résultats sont portés sur le tableau V.2.

Tableau V.2, donnant les valeurs des efforts subits par l'ailette de la huitième roue BP., (correspondant aux figures V.12, V.13, V.14).

$r_i$	$F_u \cdot 1m$ [N]	$F_a \cdot 1m$ [N]	$F \cdot 1m$ [N]	$\Delta x_i$ [m]	$F_u \cdot \Delta x_i$ [N]	$F_a \cdot \Delta x_i$ [N]	$F \cdot \Delta x_i$ [N]
$r_{int}$	96,90	38,20	111,64	0,063	6,66	2,42	7,10
$r_1$	104,90	88,80	131,40	0,127	12,30	11,27	16,70
$r_m$	107,90	140,90	184,80	0,127	13,70	17,90	22,54
$r_2$	123,90	199,40	234,70	0,127	15,70	25,30	29,80
$r_{ext}$	146,20	260,70	298,90	0,063	18,56	33,10	37,97

Fig. V.12 : Epure de la force tangentielle  $F_u$  du flux de vapeur [N]

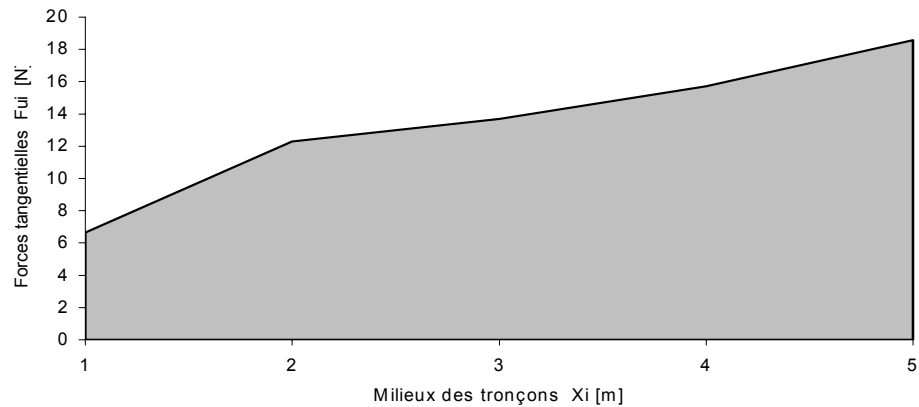
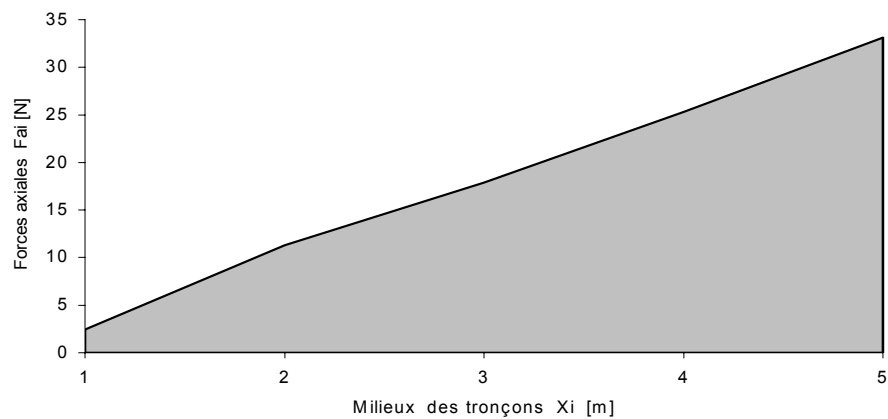


Fig. V.13 : Epure de la force axiale  $F_a$  du flux de vapeur



**Fig. 6.14 : Epure de la force résultante F du flux, appliquée sur les tronçons de l'ailette [N]**



### V.1.3 Calcul des moments de flexion subits par l'ailette

Les moments de flexion engendrés par les forces de flexion relativement aux axes  $u$  et  $a$  au niveau des sections inférieures du tronçon -  $n$  - (Fig. V.5) se détermine comme étant la somme des moments des forces dans les différentes sections du tronçon. [59]

$$M_a(x_n) = \sum_{i=1}^{i=n} F_{ui}(x_{im} - x_n) \quad \text{V.6}$$

$$M_u(x_n) = - \sum_{i=1}^{i=n} F_{ai}(x_{im} - x_n) \quad \text{V.7}$$

Les moments fléchissant par rapport aux axes principaux d'inertie  $y-y$  et  $z-z$  (Fig. V.5), se déterminent comme suit :

$$M_{xx} = M_a(x_n) \sin \theta - M_u(x_n) \cos \theta \quad \text{V.8}$$

$$M_{yy} = M_a(x_n) \cos \theta - M_u(x_n) \sin \theta \quad \text{6.9}$$

Les contraintes de flexion se calculent par la suite en utilisant les formules connues, ce qui permet de dresser les épures de  $\sigma_{fl}$  le long de l'ailette.

**Calcul des moments de flexion :** engendrés par les forces de flexion relativement aux axes  $u$  et  $a$ , au niveau des sections inférieures du tronçon  $n$  (fig.6.4) :

$$M_a(x_n) = \sum_{i=1}^{i=n} F_{ui}(x_{im} - x_n)$$

$$M_u(x_n) = - \sum_{i=1}^{i=n} F_{ai}(x_{im} - x_n)$$

Calcul des moments au premier tronçon :

$$M_a(x_1) = F_{u.ext}(x_{1m} - x_1)$$

$$M_u(x_1) = - [ F_{a.ext}(x_{1m} - x_1) ]$$

Calcul des moments au deuxième tronçon :

$$M_a(x_2) = F_{u.ext}(x_{1m} - x_2) + F_{u.2}(x_{2m} - x_2)$$

$$M_u(x_2) = - [ F_{a.ext}(x_{1m} - x_2) + F_{a.2}(x_{2m} - x_2) ]$$

Calcul des moments au troisième tronçon :

$$M_a(x_3) = F_{u.ext}(x_{1m} - x_3) + F_{u.2}(x_{2m} - x_3) + F_{u.m}(x_{3m} - x_3)$$

$$M_u(x_3) = - [ F_{a.ext}(x_{1m} - x_3) + F_{a.2}(x_{2m} - x_3) + F_{a.m}(x_{3m} - x_3) ]$$

Calcul des moments au quatrième tronçon :

$$M_a(x_4) = F_{u.ext}(x_{1m} - x_4) + F_{u.2}(x_{2m} - x_4) + F_{u.m}(x_{3m} - x_4) + F_{u.1}(x_{4m} - x_4)$$

$$M_u(x_4) = - [ F_{a.ext}(x_{1m} - x_4) + F_{a.2}(x_{2m} - x_4) + F_{a.m}(x_{3m} - x_4) + F_{a.1}(x_{4m} - x_4) ]$$

Calcul des moments au cinquième tronçon :

$$M_a(x_5) = F_{u.ext}(x_{1m} - x_5) + F_{u.2}(x_{2m} - x_4) + F_{u.m}(x_{3m} - x_5) + F_{u.1}(x_{4m} - x_5) + F_{u.int}(x_{5m} - x_5)$$

$$M_u(x_5) = - [ F_{a.ext}(x_{1m} - x_5) + F_{a.2}(x_{2m} - x_5) + F_{a.m}(x_{3m} - x_5) + F_{a.1}(x_{4m} - x_5) + F_{a.int}(x_{5m} - x_5) ]$$

Les résultats sont portés sur le tableau V.3.

Les moments fléchissant par rapport aux axes principaux d'inertie yy et z-z des différents tronçons, sont déterminés comme suit :

$$M_{yy}(x_n) = M_a(x_n) \sin \theta_i - M_u(x_n) \cos \theta_i$$

$$M_{zz}(x_n) = M_a(x_n) \cos \theta_i - M_u(x_n) \sin \theta_i$$

**Calcul des moments fléchissant :** par rapport aux axes principaux d'inertie y-y et z-z aux différents tronçons :

$$M_{yy}(x_1) = M_a(x_1) \sin \theta_1 - M_u(x_1) \cos \theta_1$$

$$M_{zz}(x_1) = M_a(x_1) \cos \theta_1 - M_u(x_1) \sin \theta_1$$

On procédera de la même manière pour les tronçons 2, 3, 4 et 5.

Les résultats sont portés sur le tableau V.3.

Tableau.V.3, donnant les valeurs des moments subits par l'ailette de la huitième roue BP., (correspondant aux figures V.15, V.16, V.17, V.18).

tronçons	$M_a 10^3$ [N.m]	$M_u 10^3$ [N.m]	$\theta_i [^\circ]$	$M_{yy} 10^3$ [N.m]	$M_{zz} 10^3$ [N.m]
1	1,18	2,11	21,71	- 1,52	0,31
2	4,54	7,93	44,12	- 2,52	-2,26
3	9,72	16,42	63,54	1,38	-10,37
4	16,67	26,94	77,69	10,54	-26,34
5	20,74	32,62	82,80	16,49	-29,76

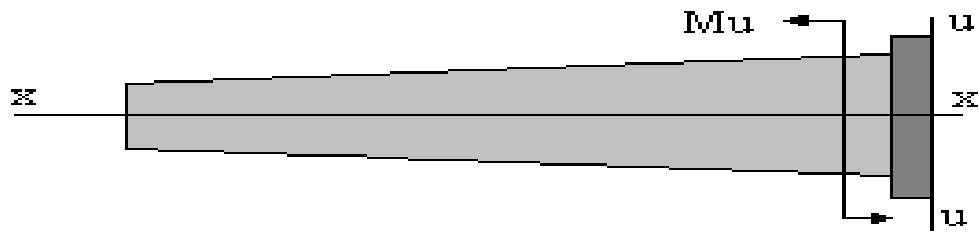
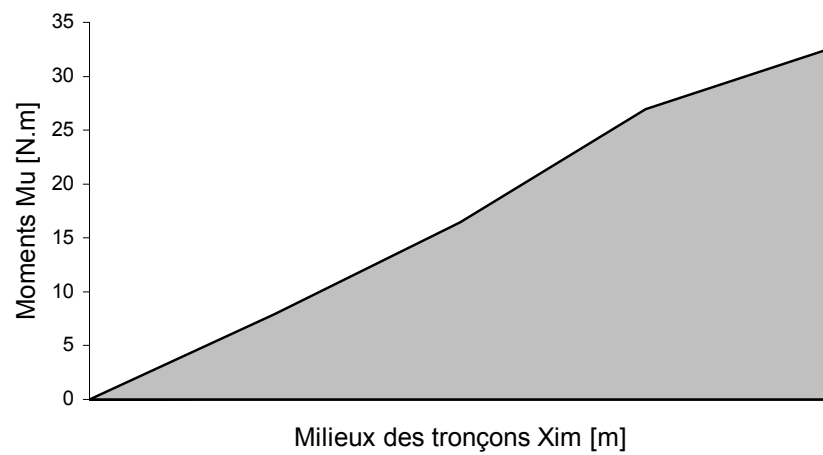


Fig.V.15 : Epure du moment  $M_u$  par rapport à l'axe  $u$



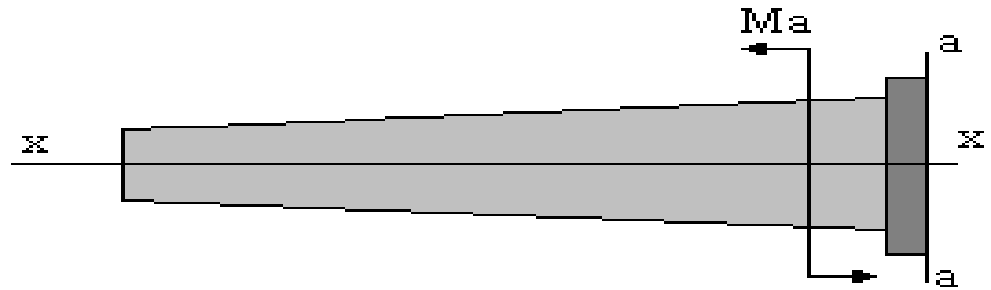
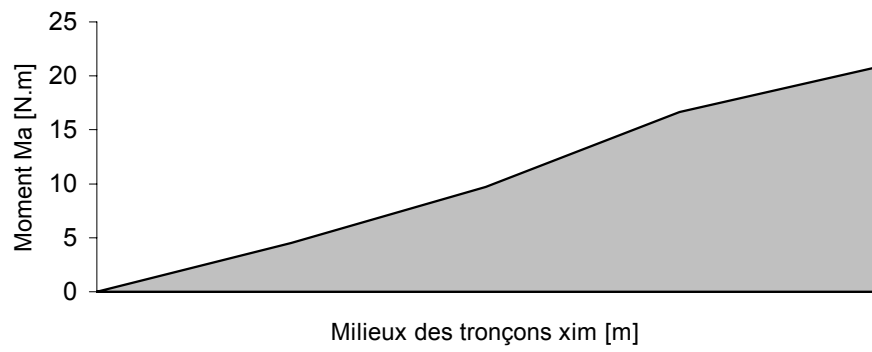


Fig.V.16 : Epure du moment  $Ma$  par rapport à l'axe  $a$



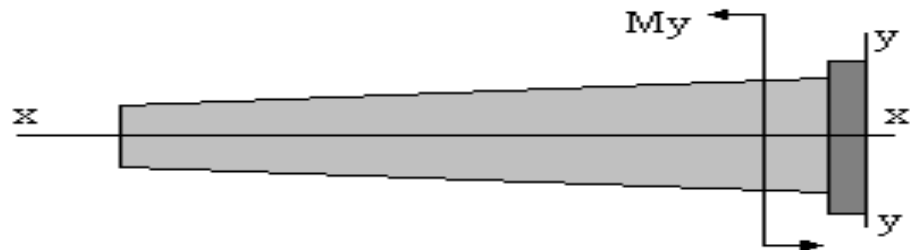
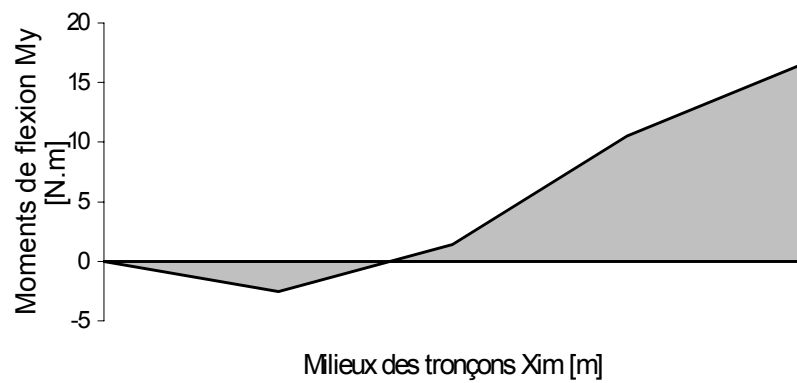


Fig. V.17 : Epure du moment de flexion  $M_y$  par rapport à l'axe y



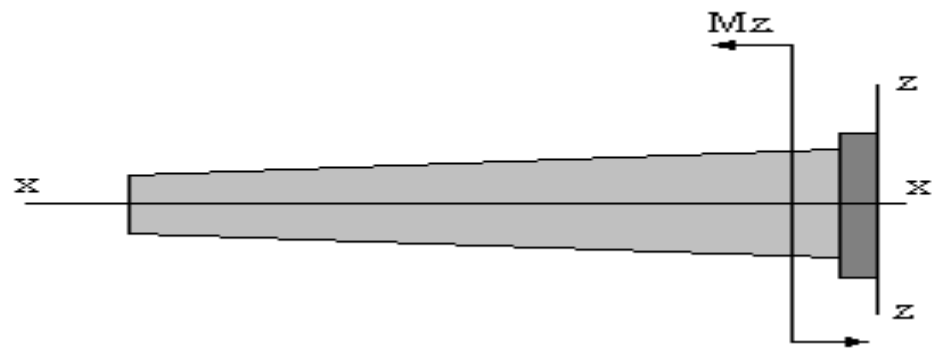
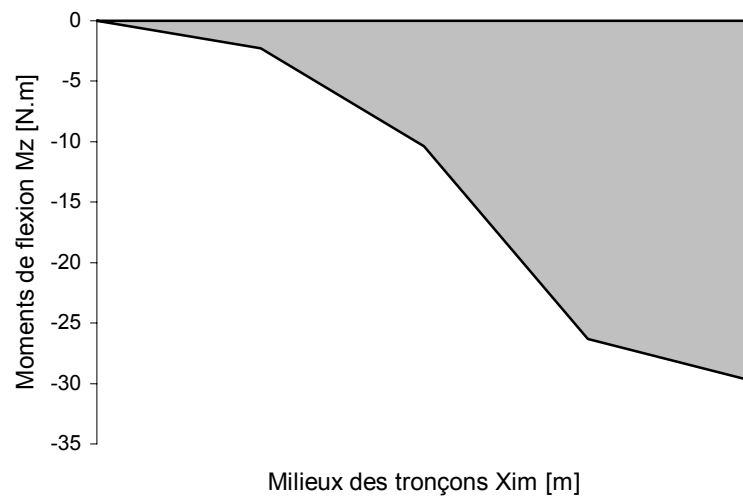


Fig. V.18 : Epure du moment de flexion  $Mz$  par rapport à l'axe  $z$



### V.1.4 Détermination de la contrainte de flexion

Lorsqu'une poutre supporte un moment fléchissant  $M$  qui ne coïncide pas avec l'un des axes principaux d'inertie de la section considérée, on dit qu'elle est soumise à une flexion déviée [7, 10, 19]. C'est le cas de l'ailette étudiée.

La flexion est décomposée simultanément sur deux plans principaux  $yy$  et  $zz$  (Fig. V.7.a), à cet effet on décompose le moment fléchissant  $M_f$  en ses composantes :  $M_z$  et  $M_y$  suivant les axes centraux d'inertie  $G_y$  et  $G_z$  de la section.

La contrainte normale au point de coordonnées  $y$  et  $z$  se détermine par la somme des contraintes dues aux moments  $M_z$  et  $M_y$  c'est à dire :

$$\sigma_f = \frac{M_y}{I_y} \cdot z + \frac{M_z}{I_z} \cdot y \quad \text{V.10}$$

avec :

$M_y, M_z$  : moments de flexion par rapport, respectivement, aux axes  $G_y$  et  $G_z$  ;

$I_y, I_z$  : moments d'inertie de la section par rapport à l'axe neutre ;

$y$  et  $z$  : coordonnées du point considéré ;

Pour retrouver l'équation de la ligne neutre on pose  $\sigma = 0$ , donc :

$$y = -z \frac{I_z}{I_y} \cdot \cot g \alpha$$

avec  $\alpha = \theta$

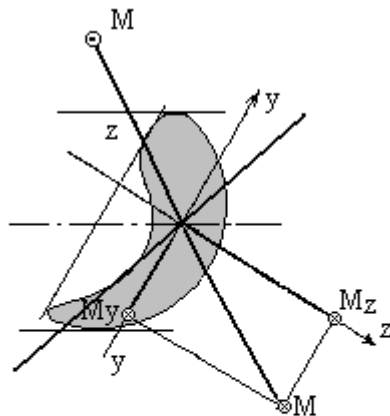
Remarque : en flexion pure la ligne neutre n'est pas perpendiculaire au plan du moment de flexion.

La contrainte maximale apparaît au point le plus éloigné de la ligne neutre, soient  $y_0$  et  $z_0$  les coordonnées de ce point. On déduit alors :

$$\sigma_{\max} = \frac{M_y}{I_y} \cdot z_0 + \frac{M_z}{I_z} \cdot y_0 \quad \text{V.11}$$

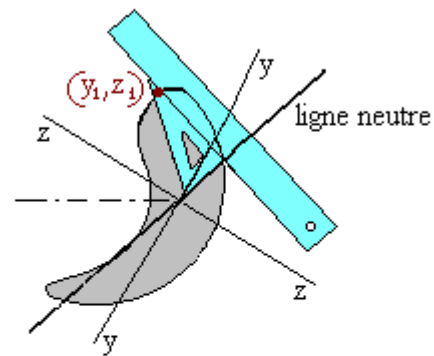
Lorsque la section a une forme compliquée, il est commode d'avoir recours à la méthode graphique. On dessine à cet effet la section à l'échelle et on mène les axes principaux  $I_y$  et  $I_z$ , la ligne neutre, on détermine le point le plus éloigné de la ligne neutre et on relève les coordonnées  $y_1$  et  $z_1$  directement sur le dessin (Fig. V.7.b).

Remarque : les résultats peuvent être employés avec une approximation pour les poutres de sections lentement variables et de manière continue, avec une approximation d'autant plus grande que la variation est plus lente.



- a -

Fig. V.7.a : Représentation des moments de flexion dans l'ailette



- b -

Fig. V.7.b : Représentation graphique pour la détermination du point le plus éloigné de la ligne neutre :  $(y_1, z_1)$

### V.1.5 Détermination de la contrainte de traction

#### *Calcul des forces centrifuges*

Les forces centrifuges des ailettes ainsi que des liaisons (lorsqu'elles existent), engendrent sur l'ailette à section constante, des contraintes de traction (en Pa) à distribution constante sur la section [59] :

$$\sigma_t = \Sigma C/S,$$

où :

$\Sigma C = C_A + C_L$  somme des forces centrifuges sur la partie active de l'ailette  $C_A$  et des liaisons  $C_L$ , en [N].

$S$  : section transversale [m<sup>2</sup>].

En négligeant les forces centrifuges dues aux liaisons, l'expression de calcul des forces engendrant les contraintes de traction dans l'ailette à section constante, se définit comme suit :

$$C = S.l.\rho.\omega^2.d/2$$

Avec :

$$m = S.l.\rho$$

Où :

$m$  : masse du corps (ailette);

$l$  : longueur de la partie active de l'ailette [m] ;

$\rho$  : masse volumique du matériau utilisé en [Kg/m<sup>3</sup>] .

La vitesse circonférentielle correspondante est :

$$u = \omega.d/2$$

Où  $d$  : diamètre moyen de la couronne en [m] ;

En fixant  $\lambda = d/l$ , pour les aciers aux chrome  $\rho = 7,85. 10^{-3}$  Kg/m<sup>3</sup>, on aura :

$$\sigma_t \approx 15\,680.u^2 / \lambda \quad [\text{Pa}] \quad \text{V.12}$$

La contrainte au niveau de la racine de l'ailette se calcule comme suit :

$$\sigma_t = \frac{C_A + C_L}{S_r}$$

Dans le cas où le profil de **section** est **variable** suivant une loi linéaire, la force centrifuge sur l'ailette se détermine par :

$$C_A = 2\rho S_r \frac{u^2}{\lambda} \left[ 1 - (1 - \mu_\delta) \frac{3\lambda + 1}{6\lambda} \right], \quad \text{V.13}$$

avec :

$\mu_s$  : Rapport entre la section supérieure et la section de base (sections aux extrémités).

$S_r$  : section à la racine de l'ailette.

En comparant les expressions V.12 et V.13, et en les ramenant au même système d'inertie, on en conclue, que les forces centrifuges sur les ailettes à sections variables diffèrent de celles à section fixes, par un facteur  $\xi$  :

$$\xi = 1 - (1 - \mu_s) \frac{3\lambda + 1}{6\lambda}$$

Pour des valeurs minimales de  $\mu_s = 0,2$  et  $\lambda = 3$  le facteur  $\xi \approx 0,5$ .

Pour des valeurs raisonnables  $\mu_s = 0,8$  et  $\lambda = 6$ , le facteur  $\xi = 0,9$ .

Ceci montre que pour des ailettes de sections variables, les forces centrifuges sont sensiblement inférieures.

Pour des calculs approximatifs, en particulier lors du calcul thermique d'une turbine où on doit calculer une vitesse circonférentielle il est recommandé d'utiliser la formule approximative suivante pour la détermination des contraintes de traction, sans considération des liaisons (cas de l'acier) :

$$\sigma_t \cong 7840 \frac{u^2}{\lambda} (1 + \mu) \quad \text{V.14}$$

avec  $u$  : vitesse circonférentielle en [m/s].

Sur la figure V.9 sont représentées les courbes de variation de la section (a), la force centrifuge (b) et la contrainte de traction (c) au niveau d'une ailette mobile du 2<sup>ième</sup> étage d'une turbine d'un tanker. [59]

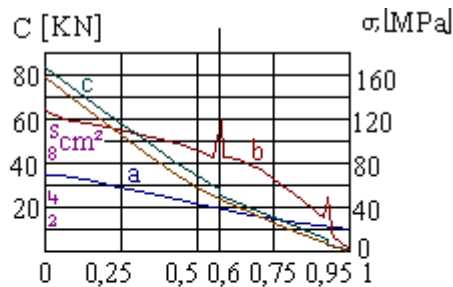


Fig. V.9: Epures de variation des éléments d'une ailette mobile du dernier étage d'une turbine Tanker :  
 a - de la section ; b - de la force centrifuge ;  
 c - des contraintes de traction.

### V.1.6 Calcul de la contrainte de flexion et de traction dans la cinquième zone (pied de l'aube) :

Lorsque le moment fléchissant est accompagné par d'autres sollicitations, exemple : effort normal, les résultats sont valables et expriment les effets produits par le moment fléchissant, ensuite on doit composer ces effets avec ceux qui sont produits par les autres sollicitations, nous somme en flexion composée. Le cas le plus simple de sollicitation composée, les deux sollicitations N et M produisent en chaque point d'une section droite des tensions normales  $\sigma$ , qui s'ajoutent algébriquement donc, en appliquant les expressions :

$$\sigma_t = \frac{N}{A} \quad \text{et} \quad \sigma_f = \frac{M}{I} \cdot y$$

en un point quelconque de la section, on a :

$$\sigma = \frac{N}{A} + \frac{M}{I} \cdot y \quad \text{V.15}$$

Le premier terme est dû au seul effort centré, le deuxième, variable linéairement est dû au seul moment fléchissant ;  $y$  est la distance du point quelconque à l'axe de flexion  $h_0$  (et non à l'axe neutre) et  $I$  est le moment d'inertie de la section par rapport à  $h_0$ .

L'axe  $h_0$  passant par le centre de gravité, parallèle à l'axe neutre  $h$  s'appelle axe de flexion (c'est l'axe qui serait neutre si on avait  $N = 0$ , c'est à dire s'il s'agissait seulement de  $M$ ).

**1<sup>er</sup> cas de calcul pour l'acier :****1 - Calcul de la contrainte de flexion :**

Après avoir déterminé les différents paramètres constructifs nécessaires au calcul grâce au logiciel Solid Works, nous avons :

$$I_y = 29800112,96 \text{ mm}^4$$

$$I_z = 30412834,88 \text{ mm}^4$$

$$M_y = 16,49.10^3 \text{ N.m}, \quad M_z = -29,76.10^3 \text{ N.m}$$

$$y_1 = 66 \text{ mm} \quad \text{valeur déterminée graphiquement (chapitre IV)}$$

$$z_1 = -34 \text{ mm}, \quad \text{valeur déterminée graphiquement (chapitre IV)}$$

D'après la formule 6.10, nous pouvons effectuer les calculs suivants :

$$\sigma_f = \frac{M_y}{I_y} \cdot z + \frac{M_z}{I_z} \cdot y$$

Nous obtenons les résultats suivants :

$$\sigma_f = 31,7.10^3 \text{ N/m}^2$$

**2 - Calcul de la force centrifuge**

Nous commençons par déterminer les paramètres constructifs nécessaires au calcul de la force centrifuge :

$$\mu = 0,128$$

$$S_r = 919,2 \text{ mm}^2$$

$$\lambda = 3,15$$

$$\rho = 7,85 \text{ Kg/m}^3$$

D'après la formule 6.13, on a :

$$C_A = 2\rho S_r \frac{u^2}{\lambda} \left[ 1 - (1 - \mu_s) \frac{3\lambda + 1}{6\lambda} \right]$$

Nous obtenons les résultats suivants :

$$C_A = 63,8.10^3 \text{ N}$$

Avec  $\sigma_t = C_A/S_r$ , nous obtenons le résultat suivant :

$$\sigma_t = 69,41.10^6 \text{ N/m}^2$$

D'après la formule approximative V.14, nous obtenons :

$$\sigma_t = 75,51 \text{ N/m}^2$$

### 3 - Calcul de la contrainte totale subit par l'ailette au pied de l'aube :

$$\sigma_{\text{tot}} = \sigma_f + \sigma_t$$

Nous obtenons les résultats suivants :

$$\sigma_{\text{tot}} = 69,44 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$

Nous remarquons que la contrainte de flexion est négligeable par rapport à la contrainte de traction.

## 2<sup>ème</sup> cas de calcul pour l'aluminium

Nous procédons de la même manière en introduisant les paramètres de l'aluminium.

### 1 - Calcul de la contrainte de flexion :

Après avoir déterminé les différents paramètres constructifs nécessaires au calcul grâce au logiciel Solid Works, nous avons :

$$I_y = 10249720,38 \text{ mm}^4$$

$$I_z = 10460465,50 \text{ mm}^4$$

$$M_y = 16,49.10^3 \text{ N.m}, \quad M_z = -29,76.10^3 \text{ N.m}$$

$$y_1 = 66 \text{ mm}, \quad \text{valeur déterminée graphiquement (chapitre V)}$$

$$z_1 = -34 \text{ mm}, \quad \text{valeur déterminée graphiquement (chapitre V)}$$

D'après la formule V.10, nous pouvons effectuer les calculs suivants :

$$\sigma_f = \frac{M_y}{I_y} \cdot z + \frac{M_z}{I_z} \cdot y$$

Nous obtenons les résultats suivants :

$$\sigma_f = 92,15 \cdot 10^3 \text{ N/m}^2$$

## 2 - Calcul de la force centrifuge

Nous commençons par déterminer les paramètres constructifs nécessaires au calcul de la force centrifuge :

$$\mu = 0,128$$

$$S_r = 919,2 \text{ mm}^2$$

$$\lambda = 3,15$$

$$\rho = 2,7 \cdot 10^3 \text{ kg/m}^3$$

D'après la formule V.13, nous avons :

$$C_A = 2\rho S_r \frac{u^2}{\lambda} \left[ 1 - (1 - \mu) \frac{3\lambda + 1}{6\lambda} \right]$$

Nous obtenons les résultats suivants :

$$C_A = 21,9 \cdot 10^3 \text{ N}$$

avec  $\sigma_t = C_A/S_r$ , nous obtenons le résultat suivant :

$$\sigma_t = 23,8 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$

## 3 - Calcul de la contrainte totale subit par l'ailette au pied de l'aube :

$$\sigma_{\text{tot}} = \sigma_f + \sigma_t$$

Nous obtenons les résultats suivants :

$$\sigma_{\text{tot}} = 23,89 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$

### V.3 COMPARAISON ET CONCLUSION

#### Les données :

Acier de construction de l'ailette de la huitième rangée (roue mobile) acier au chrome : Z10 CMDPF 13 : contenant 0,1% de Carbone ; 13% de Chrome ; 0,50% de manganèse ; 0,25% de molybdène ; 0,03% de phosphore ; 0,03% de soufre.

Alliage d'aluminium au cuivre le 2024 (A-U4.G.M.S.) alliage proposé pour la reconstruction de l'ailette précédente, composé d'environ : 4,2% de cuivre ; 1,5% de magnésium ; 0,6% de manganèse ; 0,5% de silicium ; 0,5% de fer.

Tableau récapitulatif des caractéristiques mécaniques des deux matériaux :

Caractéristiques mécaniques	Limite de résistance [MPa]	Limite d'écoulement [MPa]	Allongement A %	Résilience [J/cm <sup>2</sup> ]	Module d'élasticité [MPa]	Contrainte subit par l'ailette [MPa]
acier	≥700	≥500	≥15	≥80	210 000	69,44
2024 (avant traitement)	540	400	12	-	71805	
2024 (après traitement)	470	350	13	-	88763	23,89

Les essais sur l'alliage d'aluminium 2024 nous donnent les résultats suivants :

**Après essais de traction**, on aboutit aux résultats suivants :

- Diminution de la résistance à la rupture (due à la diminution de la section de base), suite à la rupture du revêtement, commence une déformation intensive du métal de base, provoquée par la réduction de la section ;
- L'allongement relatif des éprouvettes augmente d'environ 8% ;
- La valeur du module d'élasticité longitudinale augmente et il croît avec l'accroissement du revêtement.

**Après essais à la fissuration**, on aboutit aux résultats suivants :

La formation de fissures au niveau de la couche superficielle se déclenche dans la zone de déformation plastique du matériau de base des éprouvettes.

Début de fissuration (en fonction des dimensions des éprouvettes) :

$$\sigma_{\text{fis.1}} = 358,5 \div 387,0 \text{ MPa}$$

Les fissurations intensives :

$$\sigma_{\text{fis.2}} = 406 \div 0415 \text{ MPa}$$

Les contraintes subites par l'ailette sont largement en dessous des contraintes de fissuration.

***Condition de stabilité (méthode de calcul suivant la contrainte admissible)***

Soit  $\sigma_{\text{max}}$  la plus grande contrainte de traction dans une section droite de la l'aube soumise à la flexion composée, les conditions suivantes doivent être vérifiées :

$$\sigma_{\text{max}} < [\sigma]$$

$$[\sigma] = \sigma_t / \mathcal{S} \Rightarrow \mathcal{S} = \sigma_t / \sigma_{\text{max}}$$

avec

$[\sigma]$  : contrainte admissible ;

$\sigma_t$  : limite de résistance (Pour les matériaux fragiles et modérément plastiques, on prend  $\sigma_t$ );

$\mathcal{S}$  : coefficient de sécurité  $\mathcal{S}$

Dans notre cas la limite de résistance minimale  $\sigma_t = 441,9 \text{ MPa}$  et  $\sigma_{\text{max}} = 23,89 \text{ MPa}$

On obtient la valeur suivante :

$$\mathcal{S} = \sigma_t / \sigma_{\text{max}} = 19,5$$

Le coefficient de sécurité est élevé cela permet d'avoir une construction soumise à une forte résistance.

### ***Conclusion***

Après un calcul thermodynamique, nous avons pu déterminer les efforts statiques subits par l'ailette ; ensuite un calcul de résistance nous a permis de trouver les contraintes statiques subies par cette dernière. Les calculs ont été effectués simultanément pour l'acier et l'alliage d'aluminium le 2024.

Nous avons représenté les paramètres mécaniques de l'acier de construction de l'ailette et du 2024 (alliage d'aluminium au cuivre traité par la méthode de traitement superficiel : oxydation par micro-arcs électriques) dans un tableau comparatif.

Après comparaison des résultats de calculs, nous pouvons conclure, que du côté matériau de construction, l'alliage d'aluminium 2024 est apte à résister aux contraintes mécaniques statiques subites par l'ailette.

### ***Conclusion***

Au cours de ce chapitre, nous avons exposé les étapes successives pour la reconstruction de l'ailette, à l'aide d'un logiciel de construction mécanique : le Solid Works.

Une fois la reconstruction faite, nous avons pu exploiter ce logiciel pour tirer les propriétés de masse de l'ailette construite en acier, ainsi que celles de l'ailette construite en alliage d'aluminium le 2024. Par la suite, quelques manipulations (discrétisation, mesures) sur l'esquisse de l'ailette, nous ont permis de tirer les paramètres constructifs qui nous manquaient.

Dans la dernière étape de ce chapitre, nous avons exposé la méthode de détermination graphiques des points les plus éloignés où règne la contrainte maximale de flexion.

Ces données sont extrêmement importantes pour la suite de l'étude.

## CONCLUSION

Le formidable essor de l'industrie depuis plus d'un siècle est incontestablement lié aux constants progrès réalisés dans le domaine de la mécanique, de la métallurgie, de l'énergie, de la chimie, etc. A ce niveau technique (augmentation de la puissance, amélioration du rendement), les conditions de croissances, sont par ailleurs, devenues de plus en plus sévères pour les machines. Tant en ce qui concerne l'accroissement des contraintes imposées au système mécanique que les diverses agressions chimiques et thermiques engendrées par les conditions d'utilisation de plus en plus contraignantes, induisant une consommation élevée d'énergie. En vue de réduire cette consommation excessive, par diminution des contraintes d'exploitation, les chercheurs s'attellent, dans les différents domaines techniques, à la mise au point de solutions appropriées aux différentes difficultés rencontrées.

Dans ce contexte, nous avons opéré à une méthode d'investigation, sur la possibilité de modifier les performances d'un organe de machine : l'ailette de la turbine à vapeur. Et cela en proposant : le changement du matériau de construction de l'organe considéré, traité superficiellement par le procédé d'oxydation par micro-arcs, afin d'obtenir les meilleurs caractéristiques possibles et pour faire face aux conditions d'exploitation (pression, température, agression du milieu ambiant : érosion, corrosion, ect.) de la machine. Il est donc apparu nécessaire de rassembler et d'ordonner tout un ensemble d'informations disséminées dans de nombreux ouvrages et documents pour pouvoir réaliser ce travail de recherche.

Après investigation, notre choix c'est porté sur un alliage d'aluminium, un matériau déjà utilisé dans la construction de l'ailettage des premières turbines à vapeur, vue les caractéristiques favorables qu'il procurait et, délaissé par la suite à cause de ses caractéristiques mécaniques, qui devenaient insuffisantes quant aux exigences de fonctionnement de plus en plus contraignantes. Avec le développement technologique de nouveaux alliages ont été créés, offrant plus de possibilités dans l'adaptation de certains traitements superficiels qui permettent d'obtenir les caractéristiques mécaniques souhaitées. La méthode de traitement choisie est l'oxydation par micro-arcs, appliquée sur l'alliage d'aluminium au cuivre le 2024. Elle permet d'avoir des caractéristiques mécaniques très élevées.

Une présentation de la turbine à vapeur et du principe de fonctionnement s'imposait au début du travail. Ensuite, suivie par une mise en revue des cas de défaillances possibles sur la machine, particulièrement l'ailettage de la turbine à vapeur. Cela nous a permis de mieux cerner le problème.

La partie suivante est réservée aux recherches proprement dites. L'étude et le calcul des paramètres d'exploitation de la turbine (paramètres thermiques et mécanique) étaient nécessaires à la réalisation de cette investigation.

En utilisant les résultats de recherche d'un travail réalisé précédemment, sur l'application du traitement superficiel « oxydation par micro-arcs », à l'alliage d'aluminium et de cuivre le 2024. Nous avons tenté d'effectuer un calcul de la résistance mécanique aux charges statiques, de l'ailette de la dernière rangée du rotor de la turbine à vapeur, la basse pression. Cette dernière, est aussi soumise aux agressions du milieu fonctionnel, entre autres le phénomène d'érosion, lié au changement d'état de la vapeur, provoquant ainsi la détérioration importante de l'ailettage. Le calcul de résistance a été réalisé pour les deux cas de construction : l'ailette en acier au chrome et l'ailette en alliage d'aluminium le 2024.

Afin d'atteindre ce but, nous avons été amené à passer par un calcul thermodynamique, pour déterminer les paramètres thermiques d'une ailette de longueur non négligeable. Nous avons suivi une procédure de calcul pour pouvoir tirer, d'une manière aussi proche que possible, les charges appliquées par la vapeur d'eau sur l'ailette.

Pour pouvoir réaliser les calculs de résistance, nous avons été amené aussi, à réaliser une reconstruction de l'ailette à l'aide de l'outil informatique, en utilisant le logiciel de construction mécanique « le Solid Works ». Cette reconstruction nous a permis de tirer quelques paramètres constructifs, ainsi que les paramètres de masse, afin de réaliser les calculs nécessaires.

Après avoir déterminé les calculs de résistance, pour les deux cas : ailette fabriquée en acier conventionnel et ailette fabriquée en alliage d'aluminium, nous avons pu tirer des résultats approximatifs des contraintes de flexion et de traction simultanées appliquées à l'ailette. Après une brève comparaison sur la résistance des deux matériaux, nous pouvons déclarer, qu'une résistance de l'ailette, fabriquée en alliage d'aluminium et traitée superficiellement par OMA., aux contraintes statiques, était possible.

L'idéal aurait été de réaliser un calcul statique et dynamique. La détermination des charges dynamiques demande une étude poussée, qui nécessite beaucoup de temps et qui pourrait faire l'objet d'une thèse. nous pouvons néanmoins nous appuyer sur les résultats trouver précédemment pour compléter le travail présent.

La substitution du matériau initial par l'alliage d'aluminium permet d'avoir une réduction de la masse des ailettes, ce qui contribuera à l'accroissement du gain en énergie, dissipée par les forces d'inertie.

Ce travail nous permet d'ouvrir d'autres horizons à d'éventuels calculs de résistance de l'ailettage et de la machine, vue d'ensemble, avec tout ce que sa comporte comme modification sur le système mécanique ou thermodynamique et, à une reconstruction par simulation, de l'ensemble de la turbine à vapeur, avec application des nouveaux paramètres de fonctionnement et amélioration des conditions d'exploitation.

## BIBLIOGRAPHIE

- [1] N. ABDELBAKI.- *Amélioration de la durée de vie des pièces des équipements de traitement du pétrole et du gaz, par traitement superficiel, au moyen d'oxydation par micro-arcs électriques.*- thèse de Doctorat.- Académie de Gaubkine.- Moscou.- Juin, 1988.
- [2] N. ABDELBAKI, D. ATMANI.- Test of an aluminium alloy treated superficially using oxidation by electrical micro-arc, to the fissures formation under tension.- 15<sup>th</sup> . International Congress of chemical and Process Engineering.- 25-29 Prague, August 2002.
- [3] P. ARQUES.- *Théorie générale des machines : tome 1, machines à réaction, motrices et réceptrices à vapeur ou à gaz.*- Paris – Milan – Barcelone – Mexico : Collection Technologies, Masson, 1989.
- [4] F. BAKHTAR, M. H. SHOJAEI-FARD, M. A. SIRAJ.- *An experimental facility for studies of nucleating and wet steam flows in turbine blading.*- Turbomachinery : latest development in a changing scene.- European conference ImechE.-1991-3, p191-199.
- [5] R.C. BARIK, J.A. WHARBON, R.J.K. WOOD, K.R. STOKES, R.C. JONES.- *Corrosion, erosion and erosion-corrosion performance of plasma electrolytic oxidation (PEO) deposition Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> coating.*- Surface and coating technology, Vol.199, n° 2-3,158-167.- Soton, ac.UK, 2005.
- [6] R. BIDARD, J. BONNIN.- *Energétique et turbomachines.*- Edition Eyrolles.- Collection de la direction des études et recherches d'électricité de France, 1979.
- [7] O. BELLUZZI, traduit de l'Italien par R. CORBI.- *Traité de résistance des matériaux.*- livre 1.- Edition Eyrolles.- Paris : juin 1967.
- [8] C. BRAULT.- *L'anodisation des métaux légers ou semi-légers.*- société de galvanoplastie industrielle.
- [9] S.D. BROWN, K. KUNA, V. TRANSBAO.- *Anodique spark deposition from aqueous solution of NaAlO<sub>2</sub>.*- J, American ceram soc. vol.54, N°8, 1971. pp. 384-390.

- [10] J. COURBON. - *Théorie des poutres* : Tome 1. Troisième édition. Dunod,- Paris, 1971, p131.
- [11] L.L. CRUSS, W. MC. NEIL. - *Anodic spark reaction products in aluminele, tungstole and silicole solutions.*- J. Electrochim. Aluminele techn., vol.I, n° 9 – 10, 1963, p. 283.
- [12] J. CURRAN.-*Plasma electrolytic oxide coating.*- Surface and coating technology.- Cambridge, 2005.
- [13] R. DEVELEY.- *Aluminium et alliage d'aluminium corroyés : propriétés métallurgiques.* – technique de l'ingénieur : traité métallurgie.- vol. BM, n°438.- 4. 1992.
- [14] R. DEVELEY.- *Aluminium et alliage d'aluminium corroyés : propriétés technologiques.*- technique de l'ingénieur : traité métallurgie, vol. BM, n°438.- 4. 1992.
- [15] R. DEVELEY.- *Aluminium et alliage d'aluminium corroyés : Principaux alliages.*- technique de l'ingénieur : traité métallurgie.- vol. BM, n° 440.- 7. 1992.
- [16] R. DEVELEY.- *Aluminium non allié : données numériques sur l'aluminium et les alliages d'aluminium de transformation.*- Technique de l'ingénieur : traité métallurgie.- vol. BM n° 443.- 4. 1989.
- [17] R. DEVELEY.- *Alliage d'aluminium de transformation : données numériques sur l'aluminium et les alliages d'aluminium de transformation.*- technique de l'ingénieur : traité métallurgie.- vol. BM, n° 445.- 1. 1989.
- [18] J. M. DORLOT, J.P. BAILON, J. MASOUAVE.- *Des matériaux.*- deuxième édition.- revue augmentée.- Canada, premier trimestre 1986.
- [19] V.I. FEODOCIEV.- *Résistance des matériaux.*- édit. « Ecole Supérieure ».- Moscou, 1963.
- [20] D. FRANCOIS, A. ZAOUI, A. PINEAU.-*Comportement mécanique des matériaux viscoplastes, endommagement, mécanique de la rupture, mécanique de contact,* p115 Hermes 1993.
- [21] N. GHAFfour.- *Analyse de la rupture des ailettes du rotor de la turbine du turbo - compresseur MCR-1.*- Boumerdes : Institut National de Génie Mécanique, Juin 1991.

- [22] M. HART.- *Computational methods for the aerodynamic development of large steam turbines.*- Turbomachinery : latest development in a changing scene.- European conference ImechE.-1991-3, pp11-23.
- [23] S. HISA, H. NOMOTO, T. MATSUURA.- *The development of large fossil-fuelled steam turbine with high efficiency.*- Turbomachinery : latest development in a changing scene.- European conference ImechE.-1991-3, pp275-280.
- [24] J.H.G. HOWARD.- *Turbomachines.*- M.E. 563.- Décembre 1983.
- [25] Кан А. Г. И др.Повышение износостойкости торцовых уплотнений за счет применения материалов с упрочненной поверхностью методом МДО. Тез. Докл.
- [26] KERONITE LTD.- *Plasma electrolytic oxidation improves aluminium's heat, wear resistance.*- Aluminium Now.- vol.8, n°3, May-June 2006.
- [27] R. KLING.- *Thermodynamique générale et application.*- Paris : Technip, 1980.
- [28] E. A. KRAFT, traduit par G. LEHR.- *La turbine à vapeur en exploitation – montage – services – troubles.*- Paris : Dunod, 1956.
- [29] J. KRYSINSKI.- *Turbomachines théorie générale.*- Alger : Office des publications universitaires, 1994.
- [30] W. KURZ, J. P. MERCIER, G. ZAMBELLI.- *Introduction à la science des matériaux : traité des matériaux.*- Suisse : Presses Polytechniques Romandes, 1989.
- [31] M. A. LAROCHE, F. MORTIER.- *Contrôle des revêtements électrolytiques et chimiques : guide pratique.*- 2<sup>ième</sup> Ed.- Paris : CETIM, 1989.
- [32] G. LEMASSON. - *Les machines transformatrices d'énergie : Tome 1, résistances passives.- thermodynamique.- cours de mécanique, R. Basquin. Librairie Delagrave, Paris, 1980.*
- [33] J.W. LIAW, C.C. HSIAO, CLINTON FONG, Y.L. TSAI, S.C. CHUNG, OLEG DEMIN.- *Process monitoring of plasma electrolytic oxidation.*- 16<sup>th</sup> WCNDT 2004-Word Conference on NDT., August 30-sep.3, 2004, Montréal, Canada.

- [34] M. MADANI.- *Etude et conception d'une turbine à vapeur*, thèse préparée au centre de développement des systèmes énergétiques (H.C.R.) Ain Oussera, Juillet 1992.
- [35] Малышев В.Н.,Петросянц А.А.(МИНГ).Исследование триботехнических характеристик покрытий ,формируемых методом микродугового оксидирования.Труды МИНГ им.И.М.Губкина под редакцией д.т.н.Петросянца А.А., д.т.н. КанаА.Г., вып.185. Повышение износостойкости деталей газонефтяного оборудования за счет реализации эффекта избирательного переноса и создания износостойких покрытий. М., 1985,с.39-53.
- [36] Th. MARGOULOVA.- *Les centrales nucléaires.*- Technique Soviétique.- 2<sup>ième</sup> éd.- Edition MIR – MOSCOU, 1977.
- [37] A. MATTHEWS, A. LEYLAND, A. YEROKHIN, T. PILKINGTON.- *Novel of plasma electrolytic treatment processes to improve the wear and corrosion performance of light-alloys.*- IGR Report: GR/R n°15696/02.
- [38] F. MERCUSON, G. HENRION, T. CZERWIEC, T. BELMONTE, L. DUJARDIN, A. VIOLA.- *Micro-arc oxidation process in different environmental friendly electrolytes.*-
- [39] F. MERCUSON, E. TILLOUS, T. TOLL-DUCHANOL, T. CZERWIEC, G. HENRION, E. BAUER GROSSE, T. BELMONTE, L. DUJARDIN, A. VIOLA.- *Traitement de surface par oxydation micro-arcs.*-
- [40] Николаев А.В.,Марков Г.А., Пешевицкий Б.И. Новое явление в электролизе .Изд. СО АН СССР. Сер. Хим.науки, 1977, № 12, с. 32-34.
- [41] Нильин Х., Хуфнагель В., Ганулис Г. Алюминевые сплавы . М.: Металлургия ,1979. 678 стр.
- [42] G. RIHIA, S. BOURAS, I. ZERIZER, F. GHELDANE, S. LOUIDI.- *Determination of the alumina toughness by the technique of Vickers indentation.*- Conférence internationale de mécanique avancée CIMA 2004.- Boumerdes, 30 novembre-2 décembre 2005. p43.
- [43] G. RIOLLET. - *Théorie générale des turbomachines.* - techniques de l'ingénieur : traité mécanique et chaleur.- vol BM.- N°4400.
- [44] J.J REYMOND.- *Caractérisation des céramiques destinées aux sollicitations dynamiques.*- Journal matériaux et techniques, Avril – Mai, 1985, pp 135 – 140.
- [45] M. SEDILLE, Cours de machine : turbine à vapeur.- Fascicule V.- Centre de documentation Universitaire et SDES. Réunis.- France, 1966.

- [46] C. T. J. SCRIVENER, C. F. CONNELLY, J. C. COX.- *Use of CFD in the design of a modern multistage aero engine LP turbine.*- Turbomachinery : latest development in a changing scene.- European conference ImechE.-1991-3, p1-10.
- [47] M. STASTNY.- *Decreasing losses in diffuser channels of steam turbines by changing the boundary layer conditions.*- Turbomachinery : latest development in a changing scene.- European conference ImechE.-1991-3, p303-307.
- [48] G. SCHREIBER, B. CHIBRIAIEV, A. POLFEROV, S. PERLINE .- *Matériaux de construction pour les industries du pétrole, du gaz et de la pétrochimie.*- Edition Ecole Supérieur.- Moscou.
- [49] G. SPINLER.- *Conception des machines principes et applications : tome 2, dynamique.*- Lausanne : Presses Polytechniques et universitaires Romandes, 1997.- p.283.
- [51] T. TANUMA, T. SAKAMOTO.- *The removal of water from steam turbine stationary blades by suction slots.*- Turbomachinery.- European conference ImechE.- 1991, pp.179 - 189.
- [52] TORSET LTD.- *Hard, wear and corrosion resistance plasma electrolytic oxidation coating on aluminium and titanium parts.*- Moscow, 1996.
- [53] R. TOURNIER.- *Revêtements électrolytiques.*- CETIM (ingénieur conseil).
- [54] TRANS BAO. VAN, S.D. BROWN, G.P. WRITZ.- *Mechanism of anodic spark deposition.*- J. American. Ceram. Soc. Bull – 456, w°B, 1977, pp. 563–566.
- [55] G. VILLARD.- *Notions de résistance des matériaux : tome 1.*- SNED - Alger, 1972.
- [56] M. VINCENT DE PAUL.- *Turbines à fluide compressible conception et fonctionnement.*– techniques de l'ingénieur : traité génie mécanique.- vol BM.- N°4560.
- [57] M. VINCENT DE PAUL.- *Turbines à fluide compressible : pertes et moyens de les réduire.* - technique de l'ingénieur : traité génie mécanique.- vol BM N°4561.
- [58] L. VIVIER.- *Turbine à vapeur et à gaz : théories, construction, utilisation.*- Progrès des sciences et techniques.- Edition Albin Michel. Paris, 1965.

[59] Зайцев В. И., Грицай Л.Л., Моисеев А.А. Судовые паровые и газовые турбины - М.: Транспорт , 1981.,312 стр.

[60] AL. YEROKHIN, L.O. SNIZHKO, N.L. GUREVINA, A. LEYLAND, A. PILKINGTON, A. MATTEWS.- *Discharge characterization in plazma electrolytic oxidation of aluminium.*- Journal of physics D : appl. Phys. 362110-2120, vol. 36, n°17, sept. 2003.

[61] *Plasma electrolytic oxidation.*- from Wikipedia, the free encyclopedia, 2006, website <http://en.wikipedia.org/wiki/plasma-electrolytic-oxidation>.

[62] *Revamping steam turbines : Cost effective options for modifying steam turbines to meet changes in operating conditions.*- Power Generation / Industrial Applications Siemens Demag Delaval Turbomachinery Inc. Germany, 2002.

[63] *Turbine à vapeur.*- ENCYCLOPAEDIA UNIVERSALIS vol.16.- France, Editeur à Paris, 1980, pp 415-418.

[64] Alstom – Rateau. - *Technologie des turbines de grande puissance.* Alstom – Rateau. Atlantique. Belfort.

[65] Par les ingénieurs du groupe PECHINEY, sous la direction de P. BARRAND et R. GADEAU.- *L'aluminium : tome 2, mise en œuvre et utilisation de l'aluminium et de ses alliages* . – Edition EYROLLES. – Paris, 1964.

[66] Document SONELGAZ.- *Description de la centrale thermique de Sonelgaz d'Alger port.*

[67] *Anew facility for the treatment of Al. and Mg. And their alloys.*- translation of German appearing in « Galvanotechick », Koenigsdorf oberflaechentechnik. GmbH of Wolfhagen, May 2004.

## **PRINCIPE DE L'ANODISATION**

### **A.1 Introduction**

Découverte par BUFF en 1857, l'aptitude de l'aluminium à se recouvrir d'oxyde dans une cellule d'électrolyse, où il est placé à l'anode, a été exploitée et précisée par les études du français DE SAINT-MARTIN qui, en 1911, donnait les principes de base de l'oxydation électrolytique en milieu sulfurique.

Par la suite, de nombreux brevets de perfectionnement ont été pris dans divers pays, différant les uns des autres par la nature du milieu électrolytique, les paramètres d'exécution, les propriétés de la couche et les techniques postopératoires de coloration et de colmatage.

C'est ainsi qu'en 1923, BENGOUGH et STUART, en Grande Bretagne, développent l'anodisation en milieu chromique en vue de la protection des éléments en alliage aluminium-cuivre d'avion et hydravions. Peu après les japonais SETOH et MIYATA mettent au point l'anodisation un milieu oxalique, en vue de résoudre un problème d'isolement électrique. Ces procédés ont été développés et améliorés, notamment par Kùttner en Allemagne, sous le nom « Eloxal ».

Enfin, l'anodisation en milieu sulfurique, mise au point de façon industrielle par GAVER Et O'BRIEN, s'est révélée la plus apte au traitements décoratifs (et en même temps protectifs) et a donné lieu, sous le nom initial « alumilite » (brevet américain de « Aluminium colors », à un développement considérable.[65]

Actuellement, la plupart des brevets d'anodisation sont dans le domaine public. On n'a pas assisté à de nouvelles découvertes qui bouleversent les procédés. Cependant, de nombreux travaux scientifiques de base ont permis de mieux comprendre les phénomènes mis en jeu.

## **A.2 La couche d'oxyde**

La surface de l'aluminium et ses alliages est recouverte d'une mince pellicule d'oxyde, qui constitue en soi une protection naturelle du métal contre l'action des agents atmosphériques ; cette couche d' $\text{Al}_2\text{O}_3$  naturelle a une épaisseur, plus ou moins régulière, de l'ordre de  $0,01 \mu$  sur métal fraîchement décapé ; elle peut atteindre  $0,2$  à  $0,4 \mu$  sur métal ayant séjourné dans un four de recuit.

La valeur protectrice de la couche d'oxyde naturelle peut être mise en défaut et n'empêche pas toujours la formation de piqûres.

On peut obtenir des pellicules d'oxyde artificielles beaucoup plus épaisses et de caractéristiques différentes de celles de la couche naturelle, plus protectrices, par des procédés électrolytiques d'anodisation, qui permettent d'édifier des couches dont l'épaisseur peut, à volonté, être de quelques  $\mu$  à  $25 \mu$  dans les traitements de décoration ou de protection, voire  $100 \mu$  et plus dans certains procédés de durcissement superficiel. [65, 53]

## **A.3 Buts de l'anodisation**

Ce type de traitement concerne, industriellement, les métaux suivants et leurs alliages :

- aluminium
- titane
- magnésium
- zinc

Les principaux buts poursuivis sont :

- augmenter la résistance à la corrosion
- procurer une bonne isolation thermique
- assurer une bonne isolation électrique
- augmenter la résistance à l'abrasion
- améliorer l'adhérence d'un vernis ou d'une peinture.

## A.4 Principe de l'anodisation

Dans une cuve remplie d'eau additionnée d'une quantité d'acide, base ou de sel, et dans cet électrolyte on dispose une cathode (pôle négatif), inattaquable (nickel ou plomb) et une anode en aluminium, on observe un dégagement d'hydrogène à la cathode et pas de dégagement à l'anode. on constate aussi que l'anode en aluminium s'est recouverte d'un film d'alumine  $Al_2O_3$ , l'oxyde provenant de la dissociation électrolytique de l'eau a donc été utilisé pour oxyder l'aluminium de l'anode d'où l'expression « oxydation anodique »[65].

### A.4.1 Mécanisme de formation et structure de la couche d'oxyde

#### *Edification des couches barrières*

Si on oxyde une pièce en aluminium dans un électrolyte, on constate qu'il s'est formé, dès les premiers instants, une couche d'alumine continue compacte, qui arrête le passage du courant, l'épaisseur de ce film représente la distance qu'un ion métallique peut atteindre au travers de son propre oxyde, sous l'influence d'un potentiel donné.

HAS a montré, en ce qui concerne l'aluminium, que l'épaisseur de ce film est de  $14 \left[ \frac{\text{Å}}{v} \right]$  de tension appliquée.

#### *Edification des couches poreuses*

Si l'on oxyde une pièce en aluminium dans une solution ayant une action dissolvante sur la couche d'alumine, on constate (d'après les hypothèses formulées par Edwards, Keller, Hunter, et Robinson), dès les premières secondes, il se forme une véritable couche barrière. L'oxyde formé à ce stade consiste en une alumine anhydride, soit amorphe, soit dans l'état  $\gamma-Al_2O_3$ , il a été avancé que cette couche est constituée par un amoncellement de cellules hexagonales juxtaposées dont le centre serait, plus précisément, de l'alumine amorphe peu résistante aux acides, tandis que la périphérie serait formée d'alumine  $\gamma$  cristalline, très résistante aux acides.

Chaque point d'attaque peut être considéré comme une source de courant, à partir de laquelle va se développer un champ de potentiel sphérique (Fig. A.1); les ions se présentant à l'interface oxyde électrolyte donnent de l'oxygène naissant, qui transforme en oxyde la portion de sphère de métal correspondant ; simultanément, l'action de dissolution de l'électrolyte continu à se manifester à la base du pore tendant à diminuer l'épaisseur de la couche barrière qui le prolonge (Fig. A.2), il en résulte une certaine vitesse de dissolution  $V_d$ , le développement ainsi se fait de l'extérieur vers l'intérieur du métal à partir du fond des pores avec une certaine vitesse d'oxydation  $V_o$ . Le développement selon le plan de la surface, s'effectue selon des cercles dont le centre est le pore. Le développement des cellules voisines donnent lieu à des figures de cercles tangents, qui se transforme petit à petit en hexagones, par oxydation des triangles curvilignes compris entre les points de tangence, ce qui implique la transformation de la section des pores par dissolution en étoiles, dont les six branches sont dirigées vers les sommets de l'hexagone (Fig. A.3).

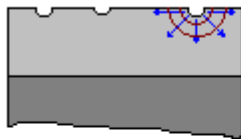


Fig. A.1 : Film anodique au début de sa formation dans un électrolyte ayant une action dissolvante sur ce film;  $e \simeq 14 \text{ \AA/v}$



Fig. A.2 : Stades successifs de la progression du film anodique à partir d'un pore isolé.



Fig. A.3 : Coupe schématique d'un faisceau de cellules hexagonales

Cette théorie a été confirmée par des observations au microscope électronique, qui ont nettement mis en évidence la structure hexagonale des cellules et la présence de pores au centre de ces cellules.

L'art de l'anodisation consiste essentiellement à maintenir l'ensemble des paramètres du traitement de telle sorte que la vitesse d'oxydation reste toujours supérieure à la vitesse de dissolution.

$$V_o > V_d \quad \text{anodisation}$$

### *Paramètres fondamentaux pour l'édification de la couche d'oxyde :*

1 – concentration de l'électrolyte : la vitesse d'oxydation est proportionnelle au taux de dissociation

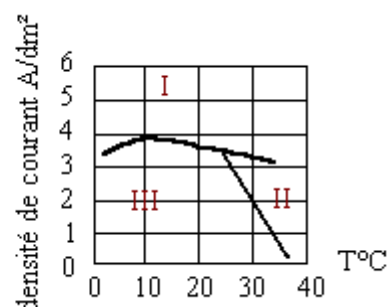
2 – la température : son action est pratiquement nulle sur la vitesse d'oxydation, par contre une augmentation de quelques degrés sur la température du bain peut conduire à la pulvérulence.

3 – densité de courant : la vitesse d'oxydation est proportionnelle à la densité de courant. Elle n'a aucune action directe sur la vitesse de dissolution mais elle agit sur la température et favorise indirectement la dissolution.

4 – durée de l'anodisation : plus le traitement est long, plus la couche d'oxyde est épaisse ; mais, à partir d'un certain seuil la dissolution prend le pas sur l'oxydation.

En agissant sur les différents paramètres, Herenguel et Segond ont remarqué qu'en agissant sur la densité de courant et la température on pouvait distinguer trois domaines : voir graphique (Fig. A.4) [65].

fig. A.4:diagramme "densité de courant -température" pour oxydation anodique de l'aluminium A5 99,5% bain sulfurique 180g/l durée 45mn.  
I - couche discontinue  
II - couche molle  
III- couche continue homogène et dure



I – films discontinus : dans ce domaine, apparaissant vers les hautes densité de courant, il y a « claquage » local du film et croissance irrégulière, de plus l'aptitude au frottement est mauvaise.

II - film mou : ce domaine apparaît vers les hautes températures du fait d'une redissolution trop forte du film d'oxyde. L'aspect obtenu, l'aptitude au frottement et l'adhérence sont médiocres.

III – films continus homogènes et durs : c'est le domaine dans lequel il convient de se situer pour obtenir un traitement convenant à des usages industriels.

En variant la concentration de l'acide, le domaine se déplace du fait de l'activité chimique plus grande.

L'optimisation des paramètres aboutit aux valeurs suivantes :

- concentration en  $H_2SO_4$ .....180 à 200 gr/litre
- température.....16 à 24 °C
- Densité de courant.....1,2 à 1,8  $A/dm^2$
- Temps.....20 à 60 mn

### *Un réglage électrique :*

C'est la densité de courant qui conditionne le plus directement la vitesse d'anodisation. L'épaisseur obtenue est directement proportionnelle à la quantité de courant fournie (A/h).

La figure A.5 : montre qu'en réalité la densité de courant varie en cours d'anodisation, elle se situe, à tension déterminée, à des niveaux différents selon la nature de l'alliage.

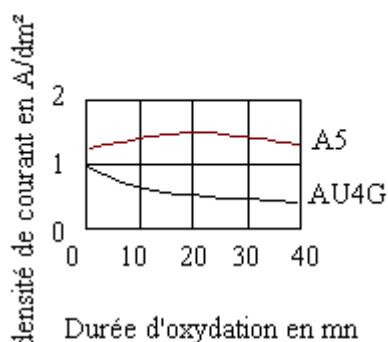


Fig. A. 5: Densité de courant suivant les alliages en fonction du temps d'oxydation d'après J. Herenguel et R. Segond

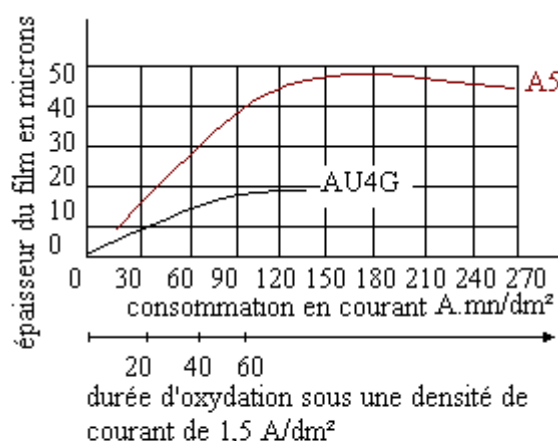
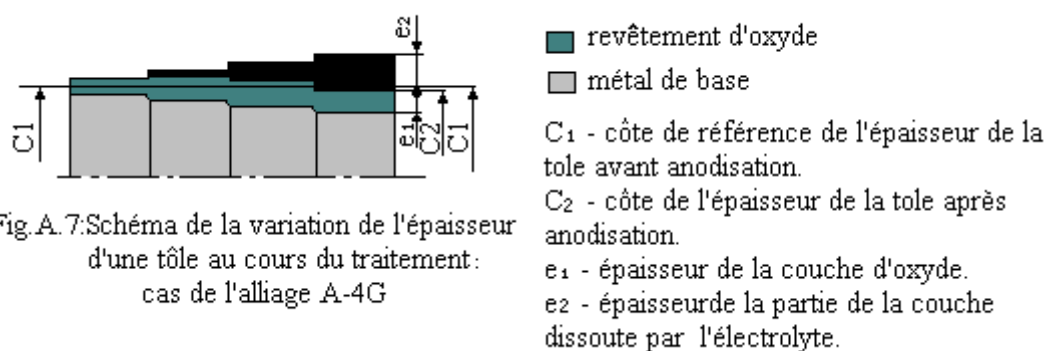


Fig. A. 6: Epaisseur de la couche d'oxyde pour différents alliages en fonction de la consommation en courant d'après Max Schank

La figure A.6 : montre l'épaisseur de la couche d'oxyde pour un alliage le AU4G, et l'aluminium le A5, en fonction de la consommation de courant. On voit que pour l'alliage A-U4G, dans les conditions habituelles il est difficile de dépasser  $15\mu$  environ.

#### 4 – 3 Propriétés des couches d'oxyde réalisées en milieu sulfurique

D'une manière générale, les propriétés des couches d'oxyde sont profondément influencées par les conditions d'électrolyse, les traitements ultérieurs et la nature du métal :



- Epaisseur du film d'oxyde (Fig. A.7)
- Résistance à la corrosion : le résultats obtenu dépend de l'alliage. Le film anodique réalisé en milieu sulfurique protège efficacement le métal sous-jacent contre l'action de nombreux milieux agressifs.
- Isolement électrique : le film anodique constitué par de l'alumine est un isolant électrique. La résistance se situe environs de  $10^{10}$  à  $10^{12}$  ohms/cm.
- Fatigue : l'anodisation entraîne une diminution de l'ordre de 20% de la limite de fatigue en flexion plane alternée sur l'alliage de la série 2000.
- Résistance à l'usure : présente une bonne résistance à l'usure abrasive ou érosive
- Frottement : de par sa nature, l'alumine est un corps extrêmement dur, la dureté d'une couche varie en sens inverse de sa porosité

#### ***4 – 6 L'anodisation dure des alliages d'aluminium***

L'anodisation dure a pour but de conférer aux surfaces traitées une meilleure résistance à l'usure et une meilleure aptitude aux frottements.

Le film anodique dur se caractérise par une épaisseur élevée 25 à 100  $\mu$  en général, et une micodureté importante de 300 à 450 Hv 0,05.

Les paramètres du traitement seront modifiés de façon à minimiser la redissolution de l'alumine dans le bain d'anodisation.

De nombreuses formules d'anodisation en couches dures ont été proposées. Si les procédés de Glenn Martin aux Etats Unis (Alcoa Alumilite 225 et 226), de Thomaskov en URSS. Se résume à utiliser, dans l'anodisation sulfurique, des basses températures, le procédé Anglais Hardas envisage, en outre l'emploi de courant alternatif superposé au courant continu. Lelong, Hérenguel et Segond proposent des milieux électrolytiques différents, à base d'acides formiques et oxalique ou citrique et bisulfate de sodium. Les procédés Sanford utilisent un mélange d'acides minéraux et organiques à une température de l'ordre de  $-10^{\circ}\text{C}$ . un procédé Américain récent, désigné sous le terme de procédé Toro, serait susceptible, grâce à l'emploi de densité de courant 20 à 40 fois plus élevées que la normale, dans un milieu électrolytique dont la composition n'est pas indiquée, d'édifier des couches très dures à vitesse de 25  $\mu$ .

## EQUATION D'EULER

Les efforts communiqués par l'écoulement du fluide sur les pièces mobiles sont régis par le théorème des quantités de mouvement, appliqué sous forme de moments par rapport à l'axe de rotation, dans un référentiel lié au mouvement. Ce théorème exprime que, en régime permanent, le couple moteur est égal à la variation du moment du débit de quantité de mouvement du fluide par rapport à l'axe lors de la traversée des organes mobiles [6].

Pour simplifier, on suppose tout d'abord que l'écoulement est permanent, de révolution et constitué par un tube de courant d'épaisseur radiale faible. Les conditions d'entrée comme de sortie sont alors définies par une seule valeur pour le rayon ( $r_1 = r_2$ ), pour chacune des composantes de la vitesse  $v$  du fluide ; tangentielle ( $v_{1u}$ ,  $v_{2u}$ ), axiale ( $v_{1a}$ ,  $v_{2a}$ ) et radiale ( $v_{1r}$ ,  $v_{2r}$ ), ainsi que pour la vitesse tangentielle du mobile ( $u_1, u_2$ ). Le couple moteur a donc pour valeur :

$$C = q (r_1 v_{1u} - r_2 v_{2u}). \quad \text{B.1}$$

$q$  : étant le débit masse de fluide traversant la machine. La puissance fournie par la machine est obtenue en multipliant le couple par la vitesse angulaire de rotation  $\omega$  :

$$P = C\omega = q\omega (r_1 v_{1u} - r_2 v_{2u})$$

Ou

$$P = q (u_1 v_{1u} - u_2 v_{2u}). \quad \text{B.2}$$

Ceci constitue l'équation d'Euler ; on peut également l'écrire sous forme de la variation d'enthalpie massique génératrice du fluide, quotient changé de signe de cette puissance par le débit massique :

$$\Delta h = u_2 v_{2u} - u_1 v_{1u} \quad \text{B.3}$$

ou

$$\Delta h = \omega (r_2 v_{2u} - r_1 v_{1u}).$$

La formule d'Euler montre que, pour détendre le fluide, il faut augmenter la composante tangentielle absolue  $v_u$  du fluide lors d'une traversée axiale du mobile.

$$w_2 = \sqrt{2\sigma \Delta h + w_1^2} \quad \text{B.7}$$

## DEMONSTRATION DU CALCUL DE L'EFFORT AXIAL

On calcule l'effort axial normal au front de grille [6]. L'équilibre se réduit à celui des forces extérieures appliquées, puisque l'on a supposé la vitesse axiale constante : mais cette fois la différence de pression  $\Delta P$  de la grille agit sur les surfaces  $\Sigma_1$  et  $\Sigma_2$ , dont l'aire est égale à  $l.t$ . d'où :

$$F_a = t.l. P \quad C.1$$

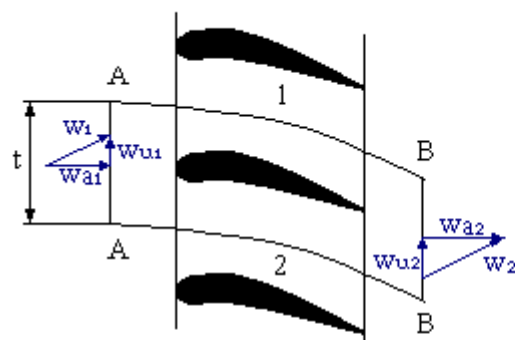


Fig. C.1 : Représentation de la masse de fluide comprise entre des frontières bien définies

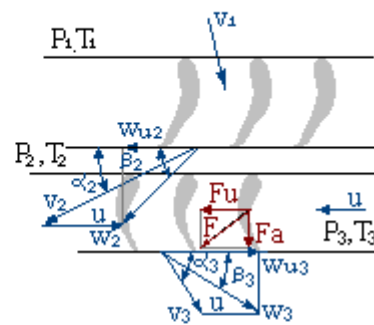


Fig. C.2 : Représentation de la projection d'une section cylindrique d'une turbine monoétagée - principe d'action des forces du flux sur l'ailette

Or, si l'on néglige les pertes (le fluide étant supposé incompressible), on a :

$$\frac{\Delta P}{\rho} = \Delta h = \Delta w_u \cdot w_{mu} \quad C.2$$

Etant donnée une grille plane mobile entraînée avec une vitesse  $u$  parallèlement à son front, et si l'écoulement est adiabatique, on doit écrire, dans le système de référence fixe, qu'il y ait ou non des pertes par dissipation :

$$\Delta h_m = h_2 - h_1 = \tau - \left( \frac{v_2^2}{2} - \frac{v_1^2}{2} \right) \quad C.3$$

et 
$$\tau = u \cdot \Delta w_u \quad C.4$$

où  $\tau$  est le travail massique échangé avec l'extérieur (le travail massique d'une grille en mouvement). En introduisant les composantes relatives de  $w = v - u$ . on peut écrire :

$$\Delta h_m = \tau - \left[ \frac{1}{2}(v_{2u}^2 - v_{1u}^2) + \frac{1}{2}(v_{2a}^2 - v_{1a}^2) \right] \quad \text{C.5}$$

$$\Delta h_m = \tau - \left[ \frac{1}{2}(w_{2u} + u)^2 - (w_{1u} + u)^2 + \frac{1}{2}(w_{2a}^2 - w_{1a}^2) \right] \quad \text{C.6}$$

et finalement :

$$\Delta h_m = \tau - \left[ \frac{1}{2}(w_{2u}^2 - w_{1u}^2) + \frac{1}{2}(w_{2a}^2 - w_{1a}^2) + \Delta w_u u \right] \quad \text{C.7}$$

Puisque :  $\Delta w_u = w_{2u} - w_{1u}$

L'équation (C.3), compte tenu de (C.4) et de (C.7) devient alors :

$$\Delta h_m = \frac{1}{2}(w_{1u}^2 - w_{2u}^2) + \frac{1}{2}(w_{1a}^2 - w_{2a}^2) = \Delta h_{mu} + \Delta h_{ma}$$

loi : la variation d'enthalpie à travers une grille à écoulement axial, qu'elle soit fixe ou mobile, ne dépend que de la variation d'énergie cinétique relative.

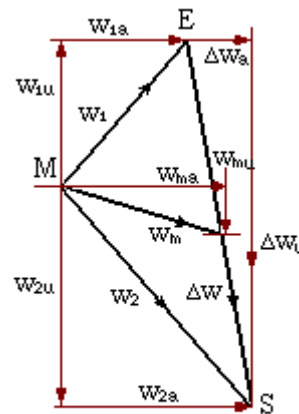


Figure : C.3

D'après les relations purement géométriques (théorème de la médiane) (fig.C.3). On peut établir :

$$\Delta h_{mu} = -w_{mu} \cdot \Delta w_u \quad \text{et} \quad \Delta h_{ma} = -w_{ma} \cdot \Delta w_a$$

dans le cas fréquent où  $w_a = \text{cte}$ ,  $\Delta h_{ma}$  est nulle et le signe de  $\Delta h_{mu}$  indique (aux pertes près) si la grille comprime le fluide ( $\Delta h_{mu} > 0$ ) ou le détend ( $\Delta h_{mu} < 0$ ). D'où :

$$F_a = \rho \cdot \Delta w_u \cdot s \cdot w_{mu}$$

## LA TURBINE A VAPEUR

### D.1 Emplacement de la turbine à vapeur

L'emplacement de la turbine à vapeur dans une centrale thermique peut être exprimé par un schéma descriptif simple permettant de localiser celle-ci [3].

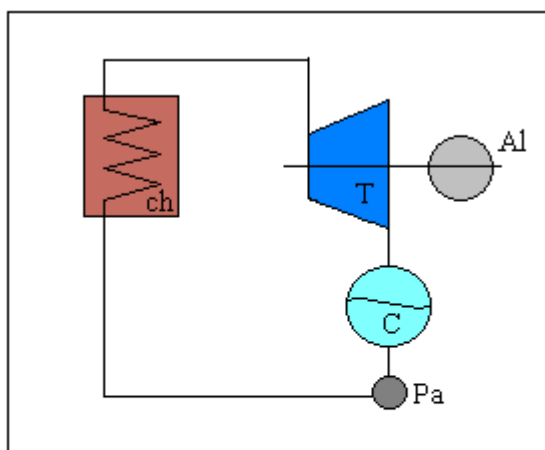


Fig. D.1: Schéma d'installation à vapeur.  
ch : chaudière    Al : alternateur  
T : turbine      C : condenseur  
Pa : pompe d'alimentation

La vapeur surchauffée arrive à la turbine par une vanne d'admission et une soupape régulatrice, pour se détendre dans la turbine, celle-ci entraîne l'alternateur. La vapeur saturée quittant la turbine, passe au condenseur C qui est traversé de l'autre côté par de l'eau froide (l'eau ordinaire prélevée de la mer ou d'un fleuve). La température de l'eau froide détermine la pression qui règne dans le condenseur. La vapeur se condense, l'eau condensée est refoulée par la pompe d'alimentation vers la chaudière où elle est chauffée. S'il n'y a pas de fleuve, l'eau ordinaire traversant le condenseur est refroidie dans la tour de réfrigération humide grâce à la vaporisation des gouttes d'eau pulvérisées en haut d'une tour. Il y a aussi des tours sèches où l'eau est refroidie par l'air [29].

## D.2 Principaux organes constitutifs

La turbine est une machine qui transforme l'énergie du fluide en énergie mécanique. Pour réaliser cela elle doit être dotée de certains éléments principaux permettant cette transformation :

Soit une turbine axiale à deux étages (Fig. D.2), on a le fluide qui entre dans la turbine par une canalisation en passant par des vannes et des soupapes régulatrices, il débouche dans le tore d'admission qui forme une symétrie de révolution autour de l'axe de rotation de la turbine, ce dernier alimente une couronne fixe sur laquelle sont montés des obstacles profilés appelés aubes ou ailettes, ces aubages fixes, forment des distributeurs ; appelés ainsi parce qu'ils amènent le fluide au rotor en orientant sa vitesse.

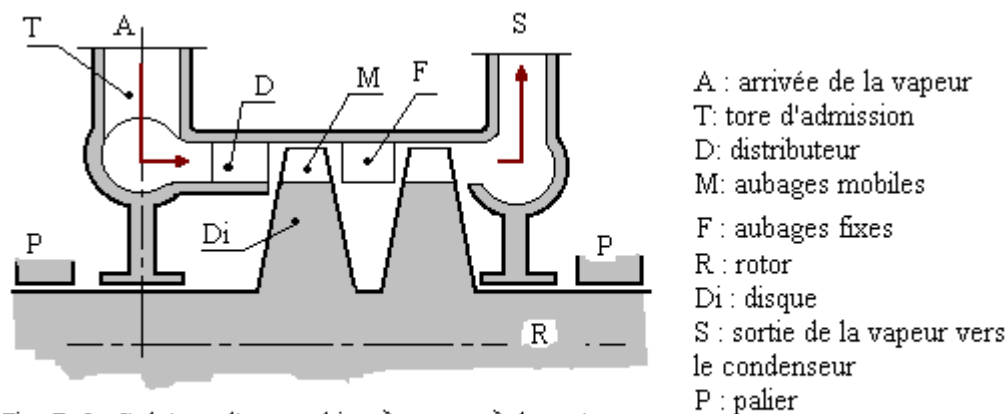


Fig. D.2 : Schéma d'une turbine à vapeur à deux étages

Entre deux aubes fixes on a un canal d'écoulement fixe où le fluide subit un accroissement de vitesse ; il y a accroissement de son énergie piézométrique en énergie cinétique.

Le rotor, partie mobile, porte une couronne d'aubages mobiles ; deux ailettes consécutives délimitent un canal mobile. Cet ensemble d'obstacles mobiles est utilisé pour échanger avec le fluide des efforts mécaniques.

Dans la couronne d'aubages fixes, l'écoulement est permanent dans l'espace fixe (pour le rotor l'écoulement est considéré permanent par rapport à un repère solide du rotor). Entre deux aubes fixes on a un canal d'écoulement fixe où le fluide subit un accroissement de vitesse ; il y a transformation de son énergie piézométrique en énergie cinétique. Le fluide en sortant des distributeurs, vient pousser les aubages mobiles en exerçant sur chaque ailette un effort qui correspond à l'existence d'une surpression sur l'intrados et d'une dépression sur l'extrados. Les efforts aérodynamiques produisent un travail moteur, recueilli sur l'arbre de la turbine [43].

### D.3 Description de l'ailettage d'une turbine

Le rôle des grilles d'aubes est de réaliser des déviations du flux, donc de modifier un écoulement en transformant les vitesses relatives d'entrée  $W_1$  en des vitesses de sortie  $W_2$  différentes et par la même faire apparaître des efforts [6].

Une ailette ou aube est constituée par un profil actif ou vrillé, un pied pour la fixation au rotor et un bandage extérieur, ou fil de liaison. Pied et bandage délimitent le canal d'écoulement.

Le profil de l'aube est défini par (Fig. D.3) :

Le squelette : la ligne médiane entre l'extrados et l'intrados.

La corde  $c$  : le segment rectiligne joignant les extrémités du squelette orientée dans le sens de l'écoulement ;

La flèche  $f$  : l'ordonnée maximale du squelette par rapport à sa corde ( $100f/c$ ), exprimée en %, d'abscisse  $a_2$  ;

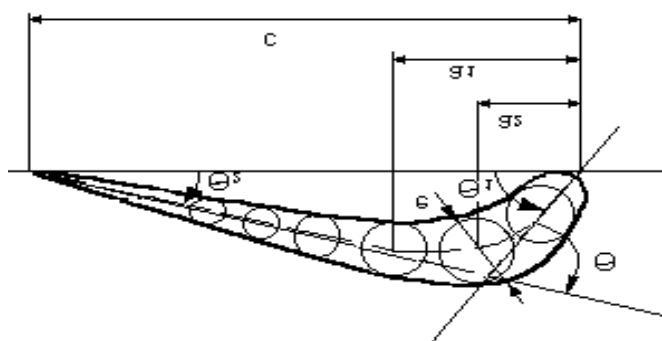
L'épaisseur maximale  $e$  : exprimée en % de la corde  $100 e/c$ , d'abscisse  $a_1$  ;

$\theta_1, \theta_2$  : les angles des tangentes au squelette avec la corde ;

$\theta$  : déviation angulaire du squelette ;

$$\theta = \theta_1 + \theta_2$$

Fig. D.3 : Profil d'aube





$w_1$  : vitesse d'entrée ;

$w_2$  : vitesse de sortie ;

$w_m$  : vitesse moyenne ;

$$w_m = \frac{1}{2} (w_1 + w_2)$$

$w_{mu}$  : vitesse tangentielle moyenne ;

$\Delta w$  : déviation vectorielle de la grille ;

$$\Delta w = w_2 - w_1$$

$\Delta w_u$  : déviation tangentielle ;

$w_{1u}$  : vitesse tangentielle d'entrée ;

$w_{2u}$  : vitesse tangentielle de sortie ;

$w_a$  : vitesse axiale ;

$\varphi_m$  : angle de la vitesse moyenne ;  $\varphi_m = \varphi_1 + \varphi_2$

$i_m$  :  $\varphi_m - \gamma$  : incidence fictive d'un écoulement par rapport à une grille, c'est l'angle qui fait passer la corde orientée de l'aube sur la vitesse moyenne  $w_m$ .

L'ailettage de la turbine à vapeur possède une série de formes fondamentales, il faut distinguer l'aube à forme uniforme sur toute sa longueur et l'aube vrillée.

### ***Etage à aubes courtes***

Un tel étage est caractérisé par une hauteur des aubes faibles vis à vis du rayon à la base. On peut alors considérer que la vitesse d'entraînement ne varie pas suivant la hauteur et que l'on peut également représenter les autres paramètres par une valeur moyenne. On retrouve ces aubes aux premiers étages des turbines B.P. et dans les turbines H.P [56].

### ***Etage à aubes longues***

Les profils vont donc se décambler au fur et à mesure que le rayon augmente, donnant une ailette vrillée. Pour que les effets de la force centrifuge ne se manifestent dans le corps de l'ailette que par des contraintes de traction pures, en excluant toute flexion, il faut aligner les centres de gravités sur une même perpendiculaire à l'axe de rotation.

### *Fixations ou attaches des ailettes*

Les liaisons entre les ailettes et le disque (couronne) sont assurées par des fixations dont la responsabilité dans la sécurité de fonctionnement est très importante ; de ce fait, ces fixations doivent être faibles assurant un positionnement donné de l'ailette sur le disque et ce, quelque soit les conditions d'exploitation ; ainsi il est préférable que ces fixations soient simples et d'un coût de revient modéré, présentant un maximum de commodité lors de la réparation ou du démontage [59].

Les fixations doivent satisfaire les conditions de centrage correct par rapport à l'axe (jeu faible aux étanchéités), assurer les dilatations et doivent être élaborées avec le souci de minimiser au maximum l'évolution de la corrosion locale [64].

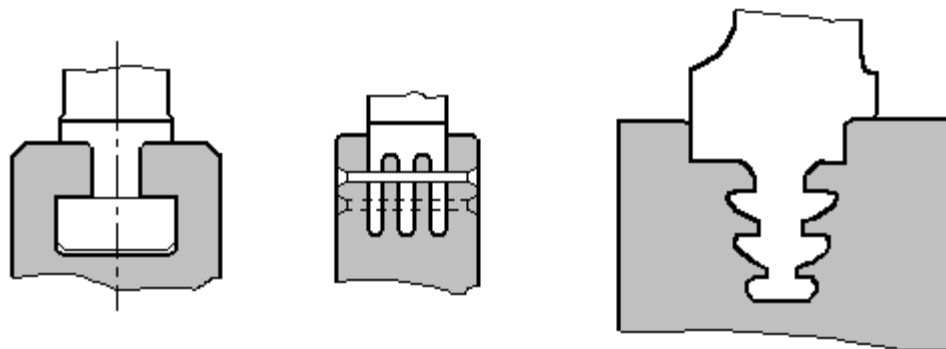


Fig. D.5 : Fixation du type T    Fig. D.5 : Fixation du type en fourche    Fig. D.7 : Fixation du type pied de sapin

- Fixation en forme de T ou en tête de marteau (Fig. D.5)  
Ce type de fixation est utilisé généralement pour des ailettes courtes dans les premiers étages du rotor. Variante : double T pour ailette longue (forces centrifuges importantes). [59, 64]
- Fixation du type en fourche ou à doigts et broches de fixation (fig.1.6).  
D'abord employée pour ailettes larges (bonne répartition des efforts sur le disque). Puis généralisée sur toutes les ailettes, car elle permet une réduction de l'épaisseur totale de la roue mobile, donc de l'entre-axe rotor. Elle permet aussi le montage radial.
- Fixation de type pied de sapin circulaire (Fig. D.7). (traitée dans les prochains chapitres).

Une ailette est :

- usinée à partir de barre ou profilé ;
- usinée à partir d'ébauche forgée ;
- usinée à partir d'ébauche de précision.

Le bandage peut être intégré, ou rapporté et riveté [64]

#### D.4 Principe de fonctionnement de la turbine à vapeur

On appelle turbomachine toute machine dans laquelle un fluide échange de l'énergie avec une ou plusieurs roues (ou rotor) munies d'aubes et tournant autour d'un axe [29].

Les sections importantes d'un étage de turbine (Fig. D.9) sont :

- section à l'entrée du distributeur,
- section à la sortie du distributeur et à l'entrée du rotor,
- section à la sortie du rotor.

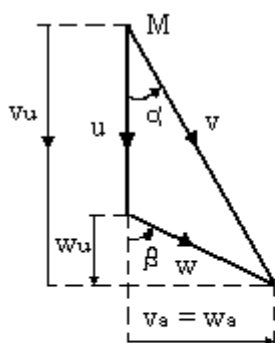
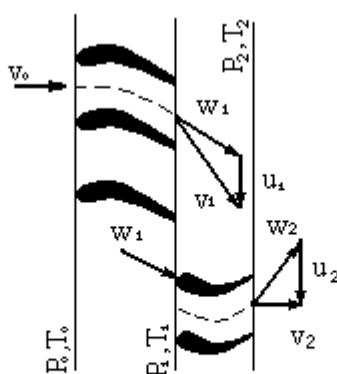


Fig. D.8 :  
Triangle local des  
vitesses



a-Aubages développés en  
plan à un rayon donné

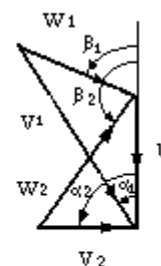


Fig. D.9 :  
b-Diagramme des vitesses  
d'une grille d'aubes

Le fluide traverse successivement les canaux fixes puis les canaux mobiles. A l'intérieur des canaux fixes ou distributeurs, le fluide subit des transformations dans le but de le préparer à communiquer l'énergie au rotor ; le fluide se détend, sa vitesse absolue  $V$  augmente avec une chute d'enthalpie en même temps que la chute de température et de pression. Cette énergie potentielle est transformée en énergie cinétique  $V_1^2/2$ . A l'intérieur des canaux mobiles (rotor), le fluide se détend, sa vitesse relative augmente ; la déviation du flux provoque la différence de pression sur l'extrados et l'intrados, l'effort ainsi créé entraîne le rotor.

Vue la difficulté de déterminer l'effort  $F$  par intégration du champ de pression, on le détermine par l'équation des quantités de mouvement.

Triangle local des vitesses (Fig. D.8) : en un point quelconque d'un mobile à vitesse  $u$  siège d'un écoulement, les vitesses absolue  $v$  et relative  $w$  ont pour différence vectorielle  $u$ ,  $\alpha$  et  $\beta$  sont leurs angles respectifs avec cette vitesse d'entraînement  $u$  [6].

$$u = \omega \cdot r \quad \text{D.1}$$

$$\vec{V} = \vec{u} + \vec{w} \quad \text{D.2}$$

avec :

$\alpha$  : angle amenant la vitesse d'entraînement  $u$  sur la vitesse absolue.

$\beta$  : angle amenant la vitesse d'entraînement  $u$  sur la vitesse relative.

Les composantes de la vitesse relative du fluide par rapport à la grille d'aubes d'une turbomachine axiale sont :

$w_a$  : composante axiale parallèle à l'axe,

$w_u$  : composante tangentielle parallèle à la vitesse d'entraînement  $u$  et perpendiculaire à  $w_a$ ,

$w_r$  : composante radiale perpendiculaire aux deux précédentes.

## D.5 Types de turbines à fluide compressible

### 1 - Turbines axiales et turbines radiales ou mixtes

Les turbines axiales sont caractérisées par le fait qu'à la traversée des aubages fixes et mobiles la distance des particules du fluide à l'axe de rotation varie peu ; les lignes des surfaces de révolution (méridiens) qui limitent les couronnes d'aubages fixes et mobiles sont des droites parallèles à l'axe de rotation.

Pour les turbines radiales ou mixtes, les méridiens sont des plans sensiblement perpendiculaires à l'axe de rotation. Le fluide traverse les grilles radialement ; elles sont centrifuges ou centripètes selon que les particules fluides s'éloignent ou se rapprochent de l'axe de rotation.

## 2 - Turbines à action et turbines à réaction

**A action** : sont des turbines caractérisées par l'absence de détente entre l'entrée et la sortie des canaux mobiles. Les efforts aérodynamiques ainsi appliqués aux ailettes, résultent seulement du changement de direction que le fluide subit au contact des ailettes, la turbine est dit à action.

Dans la turbine à action, toute la détente est effectuée dans les aubages fixes, et la pression est la même à l'amont et à l'aval de la roue [56].

**A réaction** : dans le cas où une détente complémentaire vient augmenter la vitesse du fluide à la sortie des aubages mobiles, la turbine est dite à réaction.

Sur les figures : D.10 et D.11, sont représentés respectivement la des grilles d'aubes pour le cas d'un aubage à action et le cas d'un aubage à réaction. [47]

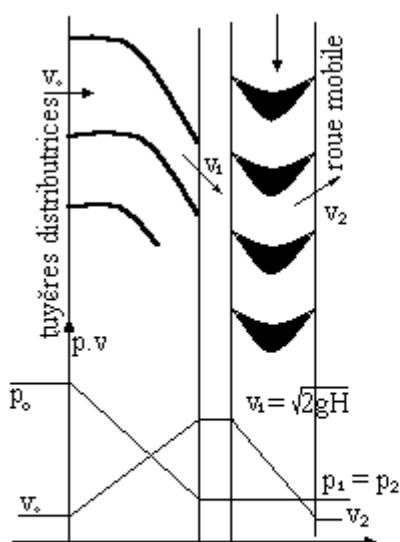


Fig. D.10 : Fonctionnement de l'aubage à action

P et v : respectivement pression et vitesse de la vapeur au divers points de l'aubage

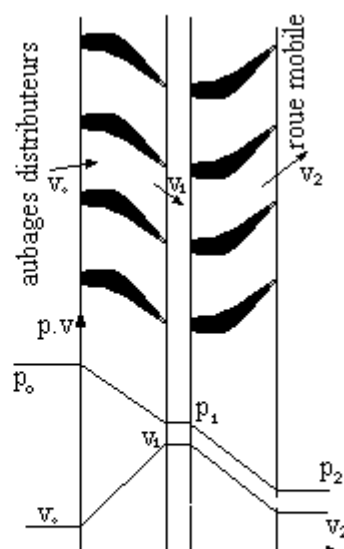


Fig. D.11 : Fonctionnement de l'aubage à réaction.