

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE PUBLICATION

JOURNAL OF TECHNOLOGY

Revue Scientifique de l'ENP

1987 N°4



OPU

1, Place Centrale de Ben Aknoun (Alger)



ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE PUBLICATION

JOURNAL OF TECHNOLOGY



OPU

Revue Scientifique de l'ENP

1987 N°4

1, Place Centrale de Ben Aknoun (Alger)

© OFFICE DES PUBLICATIONS UNIVERSITAIRES: 04 — 87

Codification : 4.00.2695

* EDITORIAL *

RESEARCH OR TEACHING AND RESEARCH ?

The rational utilization of technical and scientific talent in developing economies asks for an optimal allocation of trained human resources among production, training or research activities, with different constraints and ratios depending on the particular domain.

This optimization problem is further complicated by the scarcity of human resources, and thus necessarily requires an necessary hierarchy among the objectives.

It is of particular interest to the area of higher education in technology. Given the extremely rapid development of engineering curricula in engineering schools and universities, there exists a large deficit in national teaching staff which must be met by foreign cooperation for many more years.

The size of this deficit, with its financial implications, will depend on the teaching load required from professors and assistants, as well as on the number of potential teachers employed at full time research duties and other non teaching positions in all sectors considered.

What is the best distribution to be made of the resources? Should we develop intensively applied research, or can it wait for research and development talent to emerge from production activities? What then would be the research contribution of university teaching staff?

These seem pertinent questions to be asked the answers of which are not obvious.

The Director

M. AIT-ALI, Prof

* TABLE DES MATIERES *

- 1/ ETUDE CONCEPTUELLE D'UNE TOUR DE REFROIDISSEMENT SECHE POUR CENTRALE THERMIQUE A CYCLE COMBINE GAZ/VAPEUR
N. YOUNSI; M. AIT-ALI
- 2/ ETUDE CONCEPTUELLE D'UN CYCLE D'EXTRACTION DE L'HELIUM A PARTIR DES GAZ DE QUEUE DE G.N.L ALGERIEN
O. KEMIS; M. AIT-ALI
- 3/ ADAPTATION DES SONDAS A RESISTANCE A LA MESURE DES EPAISSEURS DE FILM LIQUIDE
Z.L. AIDOUN
- 4/ CALCUL DES RESISTANCES DES MATRICES DU FILAGE A CONTENEUR POLYGONAL
A. ELEOD
- 5/ COMMANDE DE LA VITESSE D'UN MOTEUR ASYNCHRONE PAR LES VARIABLES ROTORIQUES
B. HEMICI; Z. BARSKI
- 6/ ETUDE DE L'ONDULATION DU COURANT DANS LE CAS DES HACHEURS POLYPHASES
O. TOUHAMI, A. MAAZI
- 7/ UTILISATION DE L'E.P.D.M POUR L'ISOLATION DES CABLES DE MOYENNE TENSION
A. BOUBEKEUR; M. CHBREK; M. HAMIA
- 8/ SUR LES CONDITIONS D'APPROXIMATION D'UN SYSTEME G/G/1 PAR UN SYSTEME M/G/1
D. AISSANI
- 9/ ETUDE DES CARACTERISTIQUES MECANIQUES ET STEREOLOGIQUE DE L'ACIER ZCN.26.7 LORS DU LAMINAGE A FROID
E. SALHI; C. MAZANEK
- 10/ SIMULATION DE FONCTIONNEMENT D'UNE UNITE DE MONTAGE DU POINT DE VUE DU CONTROLE OPTIMAL DES STOCKS DE COMPOSANTES
F. CHIGARA; B. KAPRCYNSZKI

ETUDE CONCEPTUELLE D'UNE TOUR DE REFROIDISSEMENT
SECHE POUR CENTRALE THERMIQUE A CYCLE COMBINE
GAZ/VAPEUR

N. YOUNSI
M. AIT-ALI

M.A.S.
Professeur

Département de Génie-Mécanique
Laboratoire de conversion d'énergie
Ecole Nationale Polytechnique.

المخلص:

لقد تم انجاز دراسة تصميمية لبرج تبريد جاف من اجل محطة حرارية ذات دورة مركبة غاز بخار، انطلاقا من المعدلات الاساسية التي تحدد الابعاد المميزة لبرج التبريد تم انجاز مشروع لتحديد ابعاد هذا البرج لمحطة كهربائية برون بوفيري و يقترح هذا المشروع حلا كميا و يمثّل قاعدة ضرورية من اجل محاولة القيام بدراسة اقتصادية.

ABSTRACT:

A dimensioning project has been carried out for a Brown Boveri KA9-1-50/L30 combined cycle. Using the fundamental governing equations of dry cooling tower characteristics, this project yields a feasible solution which constitutes a prerequisite basis for a further detailed engineering and cost study.

RESUME:

Une étude conceptuelle d'une tour de refroidissement sèche a été réalisée pour une centrale thermique à cycle combiné gaz/vapeur. Partant des équations fondamentales régissant les dimensions caractéristiques de la tour, un projet de dimensionnement de la tour a été réalisé pour une centrale KA9-1-50/L30 Brown Boveri. Ce projet propose une solution quantifiée et représente une base indispensable pour une étude technique et économique ultérieure détaillée.

* N O M E N C L A T U R E *

\bar{A} : surface d'échange côté air (m^2)
 A_1 : surface frontale de l'échangeur (m^2)
 A_3 : section de sortie de la tour (m^2)
 $A_s = \pi \cdot D_s \cdot H(m)$, surface latérale d'échange non développée
 C_c, C_f : capacité thermique fluide chaud, fluide froid ($W/^\circ C$)
 C_L : capacité thermique du fluide de couplage ($W/^\circ C$)
 $C_{min,o} = \min(C_c, C_f)$ ($W/^\circ C$)
 $C_{min,c} = \min(C_c, C)$ ($W/^\circ C$)
 $C_{min,f} = \min(C_f, C)$ ($W/^\circ C$)
 c_p : chaleur spécifique côté air ($J/Kg^\circ C$)
 c_w : chaleur spécifique côté eau ($J/Kg^\circ C$)
 D_s : diamètre périphérique de la tour (m)
 d : épaisseur de l'échangeur (m)
 F : facteur de correction de l'arrangement géométrique
 f : coefficient de friction côté air
 f_w : coefficient de friction côté eau
 g : accélération de la pesanteur ($9,81 m/s^2$)
 H : hauteur de l'échangeur (m)
 h_{air} : coefficient de convection côté air ($W/m^2^\circ C$)
 K_c : coefficient de dépression entrée de l'échangeur
 K_e : coefficient de dépression sortie de l'échangeur
 k_l : coefficient de longueur hydraulique équivalente
 n : nombre de passages de tubes
 N_{tu} : nombre d'unités de transfert ($N_{tu} = UA/C_{min}$)
 Q : flux de chaleur (W)
 Re : nombre de Reynolds
 St : nombre de Stanton
 T_1 : température de l'air à l'entrée de l'échangeur ($^\circ C$)
 U : coefficient de transfert global ($W/m^2^\circ C$)
 V_1 : vitesse de l'air à l'entrée de l'échangeur (m/s)
 v_w : vitesse de l'eau dans l'échangeur (m/s)
 W_{kp} : puissance de pompage du fluide couplage (w)
 $Z = Z_E + Z_A + Z_\theta + Z_{kc} + Z_{ke}$, hauteur effective de la tour (m)
 Z_A : hauteur due à l'accélération à la sortie (m)
 Z_E : hauteur due à la friction (m)
 Z_{kc} : hauteur due à l'effet d'entrée (m)
 Z_{ke} : effet due à l'effet de sortie (m)
 Z_θ : hauteur due à l'accélération dans l'échangeur (m)
 α : rapport de l'aire de transfert au volume total, $\bar{A}/d \cdot A_1 (m^{-1})$
 $\beta = T_v - T_{w1}$, écart minimum dans le condenseur ($^\circ C$)
 ϵ_o : efficacité thermique globale
 ϵ_c : efficacité thermique côté fluide chaud
 ϵ_f : efficacité thermique côté fluide froid
 η_p : rendement de la pompe
 $\theta = T_2 / T_1$
 $\theta_m = (\theta + 1) / 2$

- λ = h_{air} / U
 ρ_a : masse volumique de l'air à l'entrée de l'échangeur,
(kg/m^3)
 ρ_w : masse moyenne volumique de l'eau (kg/m^3)
 σ : rapport de l'aire de passage à l'aire frontale, côté air.
 σ_w : rapport de l'aire de passage à l'aire frontale, côté eau.

1. INTRODUCTION.

La production d'électricité dans les centrales thermiques à grande puissance et rendement élevé est réalisée presque exclusivement au moyen de cycles à vapeur avec turbines à condensation. Leur grande consommation en eau d'appoint et de refroidissement limite leur implantation, avec ou sans tour de refroidissement humide, en des régions où l'eau est disponible en abondance. Dans les pays à climat aride, elles seraient circonscrites au bord de mer, ce qui nécessiterait de longues lignes de transport haute tension vers les zones d'utilisation.

En Algérie, l'emploi de tours sèches permettrait de minimiser les exigences en eau et d'implanter ainsi les centrales thermiques aux pôles de consommation d'énergie électrique des zones de développement économique issues de la politique de décentralisation appliquée à l'échelle de tout le pays.

Cependant, l'échange thermique avec l'air étant relativement peu efficace, les tours sèches conduisent à une taille trois à quatre fois plus grande que les tours humides pour le même flux de chaleur à évacuer. Cet handicap peut être surmonté en réduisant le flux de chaleur à évacuer, pour la puissance à produire. La solution consiste à répartir la puissance totale entre un cycle à gaz pour environ deux tiers, suivi d'un cycle à vapeur à condensation pour le reliquat. De plus, cette solution, relativement récente, et dont le rendement énergétique global est supérieur à celui d'une centrale classique, permet d'atténuer les variations saisonnières de la puissance électrique produite.

Cependant la tour sèche qui est encore au stade de développement nécessite des recherches intégrées pour concevoir les solutions optimales les mieux adaptées aux problèmes posés par les conditions d'implantation.

Nonobstant cet inconvénient, l'emploi des tours sèches peut s'imposer comme une solution nécessaire devant le manque d'eau de refroidissement et le souci d'économiser l'énergie.

2. EQUATIONS FONDAMENTALES.

Pour établir les équations fondamentales, nous supposerons un écoulement en régime permanent unidimensionnel et inviscide dans la tour. Toutefois le fluide est considéré visqueux dans l'échangeur. Nous supposons que l'air ambiant extérieur à la tour est stagnant et que la pression atmosphérique varie hydrostatiquement.

Nous considérerons que dans la tour, l'échangeur de chaleur est constitué de plusieurs modules identiques disposés verticalement en accordéon autour de la périphérie de la tour, afin d'augmenter la surface d'échange pour une circonférence de base donnée, au détriment d'écoulements secondaires radiaux source de pertes de

charges additionnelles dont il ne sera pas tenu compte ici. Voir Figure 1.

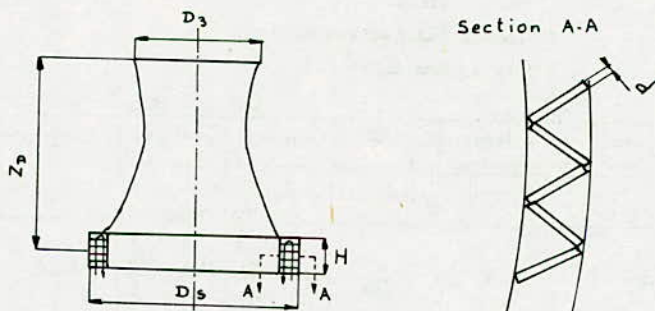


Fig.1: Arrangement schématique de la tour à courant croisés

Le problème de dimensionnement thermique d'une tour de refroidissement sèche peut être exprimé en fonction d'un certain nombre de coefficients d'influence pouvant affecter le coût global de l'installation 1. Les équations consignées dans la table 1 et ainsi arrangées expriment les paramètres caractéristiques de la tour à tirage naturel (première colonne) comme le produit de quatre facteurs d'influence affectant les dimensions de la tour:

1. Le coefficient d'influence des propriétés thermodynamiques des fluides caloporteurs, l'air et l'eau.
2. Le coefficient d'influence de la géométrie de surface de la tour et de l'échangeur de chaleur.
3. Le coefficient d'influence hydrodynamique et thermique des écoulements côté air et côté eau.
4. Le coefficient d'influence des capacités thermiques des fluides et des conditions de températures à travers l'échangeur de chaleur.

La hauteur de la tour est donnée par l'équation suivante:

$$Z = Z_E + Z_A + Z_\theta + Z_{kc} + Z_{ke} \quad (2-1)$$

avec pour la première composante:

$$Z_E = 1 \cdot \frac{1}{\sigma^2} \cdot \frac{f \cdot \lambda \cdot U_1^2}{St \cdot 2g} \cdot \theta \theta_m \frac{Ntu}{\epsilon \delta} \quad (2-2)$$

Table 1
Influence des coefficients
D'après Montakhab [1]

Désignation des paramètres	Coefficient à dépendance thermodynamique		Coefficient à dépendance géométrique	Coefficient dépendant du nombre de Reynolds	Coefficient dépendant des capacités thermiques	Désignation des équations
	Air	eau				
$Z_E = 1 \cdot 1 \cdot \frac{1}{\sigma^2} \cdot \frac{f\lambda}{St} \frac{V_1^2}{2g} \cdot \theta \theta_m \frac{Ntu}{\epsilon \delta}$						2-2
$Z_A = 1 \cdot 1 \cdot \left(\frac{A_1}{A_3}\right)^2 \cdot \frac{V_1^2}{2g} \cdot \frac{\theta^2}{\theta-1}$						2-3
$Z_\theta = 1 \cdot 1 \cdot \frac{1}{\sigma^2} \cdot \frac{V_1^2}{2g} \cdot \theta$						2-4
$Z_{Kc} = 1 \cdot 1 \cdot \frac{1}{\sigma^2} \cdot k_c \frac{V_1^2}{2g} \cdot \frac{\theta}{\theta-1}$						2-5
$Z_{Ke} = 1 \cdot 1 \cdot \frac{1}{\sigma^2} \cdot k_e \frac{V_1^2}{2g} \cdot \frac{\theta^2}{\theta-1}$						2-6
$A_1/Q = \frac{1}{\rho_1 c_p T_1} \cdot 1 \cdot 1 \cdot \frac{1}{V_1} \cdot \frac{1}{\theta-1}$						2-7
$\bar{A}/Q = \frac{1}{\rho_1 c_p T_1} \cdot 1 \cdot \sigma \cdot \frac{\lambda}{St V_1} \cdot \frac{Ntu}{\epsilon \delta}$						2-8
$d = 1 \cdot 1 \cdot \frac{\sigma}{\alpha} \cdot \frac{\lambda}{St} \cdot \frac{C_{min} Ntu}{C_a}$						2-9
$H/V_w = \frac{1}{\rho_1 c_p} \cdot \rho_w c_w \cdot \frac{\sigma \sigma_w}{\alpha} \cdot \frac{\lambda}{St V_1} \cdot \frac{R^* Ntu}{\epsilon n}$						2-10
$\frac{\rho_w k_p/Q}{f_w V_w^3} = \frac{1}{\rho_1 c_p T_1} \cdot \frac{\rho_w}{2} \cdot \frac{\sigma \sigma_w k_l}{\alpha D_i} \cdot \frac{\lambda}{St V_1} \cdot \frac{Ntu}{\epsilon \delta}$						2-11
$\frac{D_s V_w}{Q} = \frac{1}{T_1} \cdot \frac{1}{\rho_w c_w} \cdot \frac{A_s/A_1}{\pi \sigma \sigma_w / \alpha} \cdot \frac{St}{\lambda} \cdot \frac{n \epsilon}{(\theta-1) R^* Ntu}$						2-12

Les autres composantes sont données par la première partie de la table 1.

Ces équations constituent une définition appropriée du problème du dimensionnement thermique et de la détermination des conditions optimales. Elles révèlent de façon explicite les variables saillantes utiles à la visualisation et à la quantification de leur influence.

3. OPTIMISATION DES CARACTERISTIQUES DIMENSIONNELLES.

Les échangeurs à transfert indirect à liquides couplés sont fréquemment utilisés pour le refroidissement sec dans les installations à cycles fermés de turbine à gaz ou à vapeur pour évacuer les pertes d'énergie thermique. Dans un tel système, la capacité thermique C_L du fluide de couplage est une variable indépendante qui peut être choisie de manière à maximiser l'efficacité globale en fonction:

- des aires de transfert,
- des capacités thermiques des fluides chaud et froid,
- du coefficient de transfert global.

L'efficacité globale d'un échangeur à transfert indirect est donnée par l'équation suivante:

$$\epsilon_o = \frac{1}{\frac{C_{min,o}/C_{min,f}}{\epsilon_f} + \frac{C_{min,o}/C_{min,c}}{\epsilon_c} + \frac{C_{min,o}}{C_L}} \quad (3-1)$$

HOLMBERG [5] a établi une expression pour la capacité C_L du fluide de couplage qui maximise l'efficacité globale pour un arrangement à contre-courant dans les deux échangeurs.

Pour des valeurs données Ntu_{min} et Ntu_{max} , on a:

$$C_{L,opt} = \frac{(UA)^{min} + (UA)^{max}}{\left[\frac{(UA)^{min}}{C_{min,o}} + \frac{(UA)^{max}}{C_{max,o}} \right]} \quad \text{ou encore} \quad C_{L,opt}^* = \frac{(UA)^* + 1}{(UA)^* + C_o^*} \quad (3-2)$$

avec: $(UA)^* = (UA)_{min} / (UA)_{max}$

$$C_o^* = C_{min,o} / C_{max,o}$$

$$C_L^* = C_L / C_{min,o}$$

$(UA)_{min}$ et $(UA)_{max}$

correspondant aux côtés fluides ayant la capacité thermique la plus petite et la plus grande, respectivement.

A la valeur optimale $C_{L,opt}$, de la capacité thermique du fluide de couplage, correspondent les expressions suivantes de l'efficacité globale:

$$\left. \begin{aligned} \mathcal{E}_o &= \frac{1 - \exp[-Ntu^\circ(1 - C_o^*)]}{1 - C_o^* \exp[-Ntu^\circ(1 - C_o^*)]} && \text{pour } Co^* \neq 1 \\ \mathcal{E}_o &= \frac{Ntu^\circ}{1 + Ntu^\circ} && \text{pour } Co^* = 1 \end{aligned} \right\} (3-3)$$

$$\text{avec: } \frac{1}{Ntu^\circ_{\min}} = \frac{1}{\min Ntu} + \frac{1}{\max Ntu}$$

$$Ntu^\circ_{\min} = (UA)_{\min} / C_{\min,o}$$

$$Ntu^\circ_{\max} = (UA)_{\max} / C_{\min,i}$$

Pour étudier les effets des conditions d'exploitation sur la taille des tours sèches à tirage naturel, MOORE [8] définit une "longueur de comparaison" selon l'expression:

$$l = \left(\frac{Q}{\sqrt{2g} \rho_1 c_p T_1} \right)^{2/5} \quad (3-4)$$

qui a la dimension d'une longueur et qui est constante pour un flux de chaleur et des conditions ambiantes données. En combinant l'expression de la vitesse V_1 dans l'équation (2-7) avec l'équation (3-4) puis (2-1), et en négligeant l'accélération dans l'échangeur, les effets d'entrée et de sortie, on obtient:

$$\frac{(\theta - 1)^3}{\theta^2} A_1^{*2} Z^* = \frac{\theta_m}{\theta} \frac{f}{\sigma^2} \frac{\bar{A}}{A_c} + \left(\frac{A_1}{A_3} \right)^2 \quad (3-5)$$

où:

$$Z^* = Z / l$$

$$A_1^* = A_1 / l$$

MOORE [3,4] propose une fonction Ψ telle que:

$$\Psi = \frac{\ln \left[\frac{(1 - \alpha_I^*) / P^*}{\alpha_I^{*2} F (1 - \alpha_I^* - P^*)} \right]}$$

pour caractériser la taille de la tour.

En utilisant cette définition, l'équation (3-5) peut s'écrire sous la forme:

$$\int^3 A_3^{*2} Z^* = \frac{f \lambda}{St} \Psi \left(\frac{A_3}{Ac} \right)^2 + \frac{1}{\alpha_I^{*3}} \quad (3-6)$$

Dans le cas d'un seul passage de tube, ($n = 1$), et pour un arrangement à contre courant ($F = 1$), la figure 2 illustre la représentation graphique de la fonction Ψ . Pour des arrangements à plusieurs passages de tubes, les figures 3 et 4 illustrent les variations de la fonction Ψ en fonction de X_I^* .

Cette fonction qui dépend du nombre n de passages de tubes caractérise la taille de la tour. Les figures 3 et 4 montrent que plus p^* est grand et moins grand devra être le nombre n de passages de tubes. Au delà de la valeur 3, n a une influence très faible sur la fonction Ψ .

4. DIMENSIONNEMENT.

Dans ce chapitre nous illustrerons l'utilisation des relations des coefficients d'influence établies dans le chapitre 2 par le dimensionnement thermique d'une tour de refroidissement sèche à tirage naturel pour une centrale à cycle combiné standardisée de type Brown Boveri KA9-1-50/L30. La tour est munie d'un échangeur à tubes ailetés de surface CF-8.8.0J(a) dont les paramètres géométriques, consignés dans la table 3 sont basés sur la figure 10-82 de KAYS et LONDON [2].

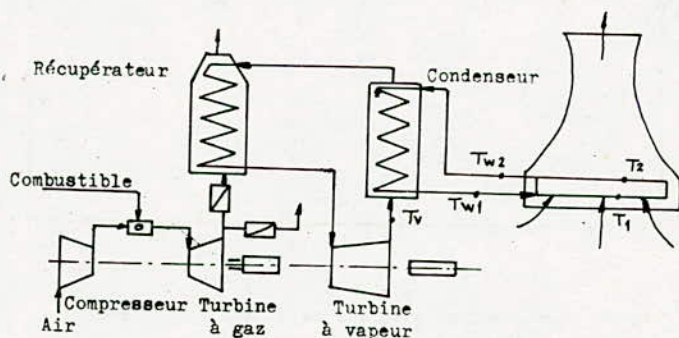


Fig.5: Schéma simplifié de la centrale

FONCTION DE LA TAILLE DE LA TOUR Ψ

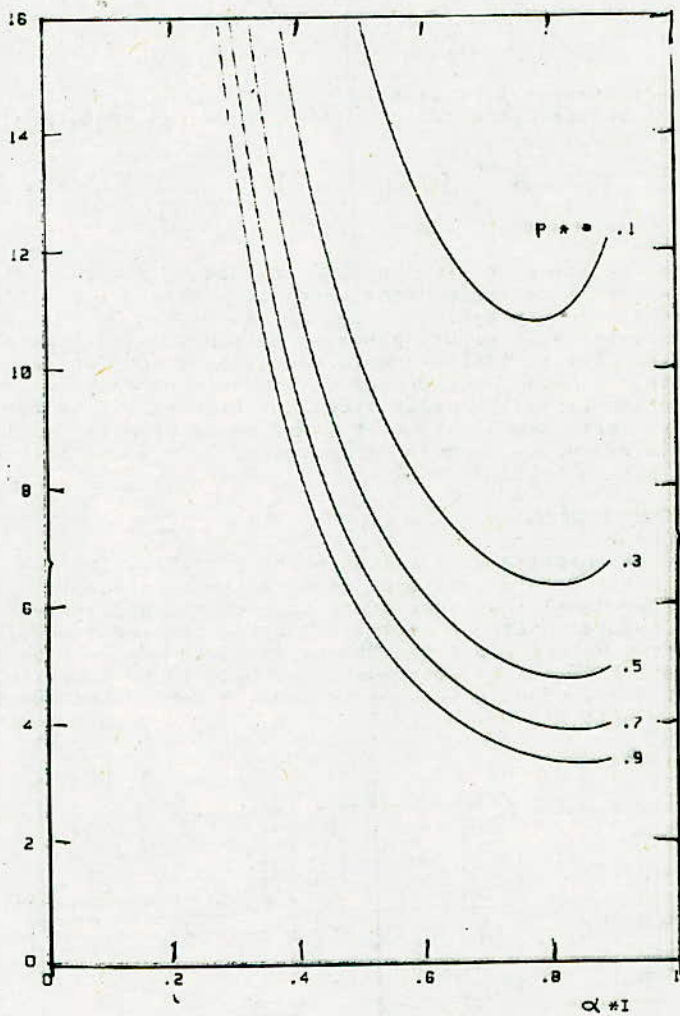


Fig. 2 Fonction de la taille de la tour, Ψ , pour un arrangement a contre courant

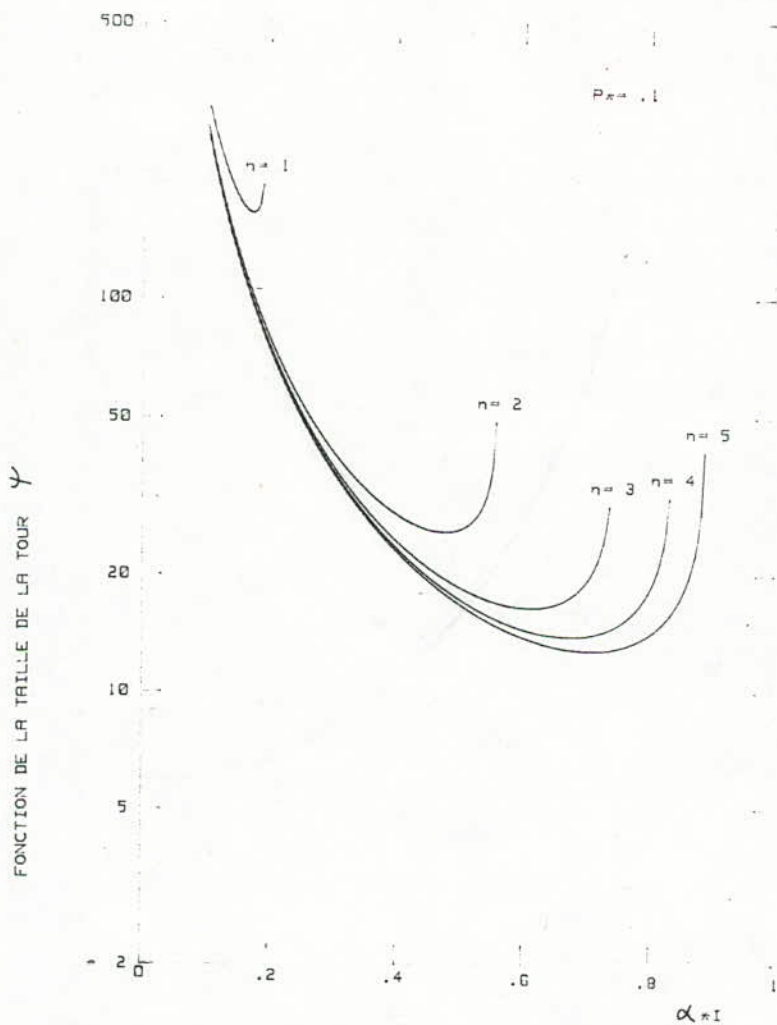


Fig. 3 Fonction de la taille de la tour, Y , pour plusieurs passages de tubes, à courants croisés. ($P^* = 0.1$)

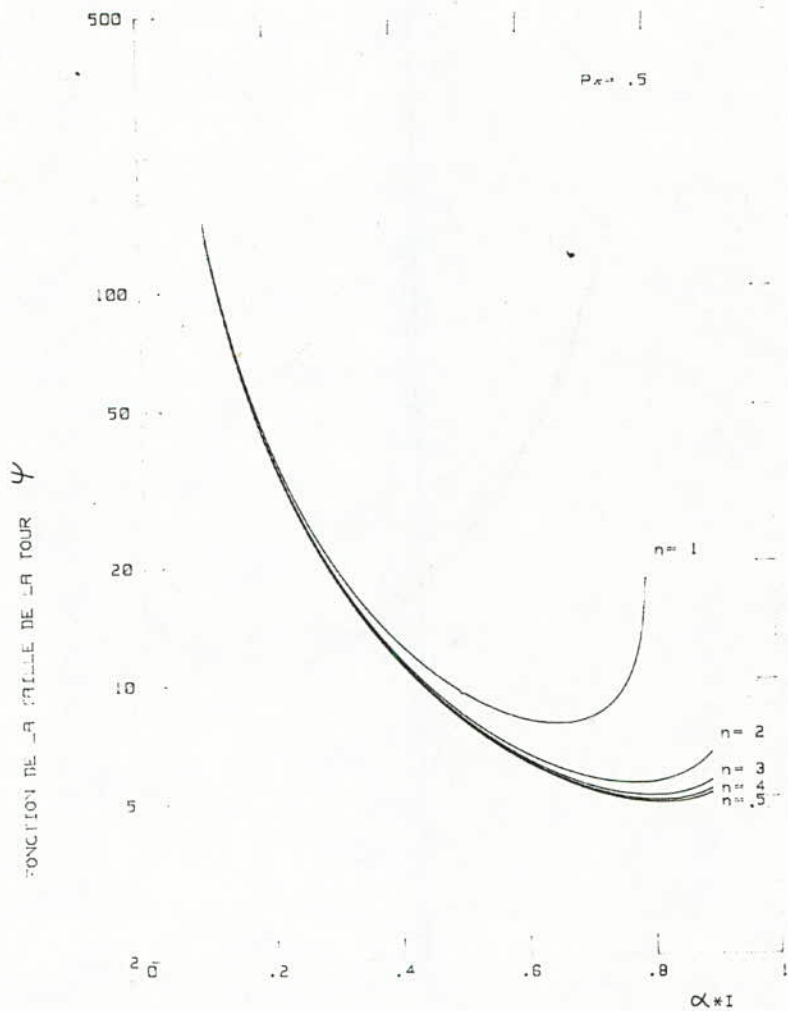


Fig. 4 Fonction de la taille de la tour, ψ , pour plusieurs passages de tubes, à courants croisés. ($P_{\alpha} = 0.5$)

Table 2

Caractéristiques de la centrale combinée
standardisée Brown Boveri KA9-1-50/L30

Caractéristiques de la vapeur vive à l'entrée de la turbine à vapeur:			
- Pression	P_{abs}	= 22	bars
- Température	t	= 470	°C
- Débit massique	m	= 19,1	kg/s
Pression au condenseur	p	= 0,250	bars
Puissance de la turbine à gaz	P_{TG}	= 28,2	MW
Puissance de la turbine à vapeur	P_{TV}	= 13,81	MW
Puissance totale	P_{TOT}	= 42,01	MW
Rendement global	η	= 37,4	%
Pression atmosphérique	p_o	= 1,013	bars
Température de l'air	t_o	= 30	°C
Carburant: Fuel léger			

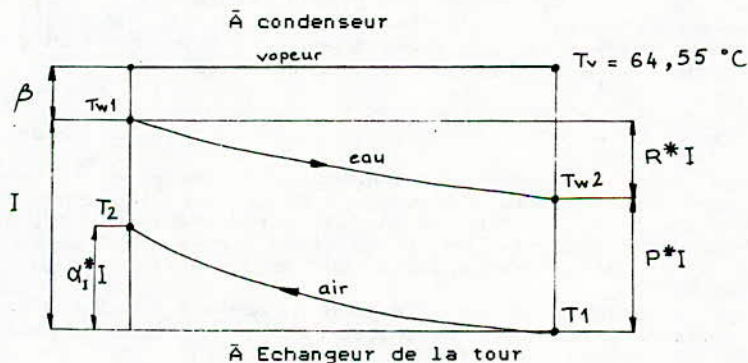


Fig.6: Diagramme des températures pour l'échangeur à transfert indirect en fonction de la surface

Table 3

Paramètres de la géométrie de surface pour
un échangeur de chaleur de surface
CF-8.8-1.0J(a)

Type d'ailette: Circonférentielles, héliocoidales, polies.	
Matériau de l'ailette	Aluminium
Arrangement des tubes	Quinquence
Diamètre extérieur des tubes Do(mm)	26
Diamètre extérieur des ailettes Df(mm)	44
Diamètre intérieur des tubes Di(mm)	24
Nombre d'ailettes par cm	3,46
Diamètre hydraulique Dh(mm)	5,87
Epaisseur de l'ailette δf (mm)	0,305
Rapport de l'aire de passage à l'aire frontale, côté air σ	0,439
Rapport de l'aire de transfert au volume total, côté air α (m^{-1})	299,22
Rapport de l'aire des ailettes à l'aire totale	0,825
Espacement longitudinal des tubes lp(mm)	52,4
Espacement transversal des tubes s(mm)	49,8
Rapport de l'aire de passage à l'aire frontale côté eau σ_w	0,1732
Rapport de l'aire de transfert au volume total côté eau $\alpha_w(m^{-1})$	28,89

Pour la détermination des conditions optimales de température pour les deux échangeurs (échangeur de la tour et condenseur), les données sont: le flux de chaleur à transférer $Q = 45,066$ MW, la température d'entrée de l'air dans l'échangeur de la tour $T_1 = 30^\circ C$ et la température de condensation de la vapeur $T_v = 64,55^\circ C$.

Nous considérerons une vitesse d'écoulement U_w de l'eau dans les tubes de l'échangeur de chaleur de $2,1m/s$, qui conduit à un régime turbulent avec un coefficient de convection $h_w = 10\ 255,64$ W/m² °C.

Les figures 7 à 10 illustrent l'influence de la vitesse de l'air U_1 à l'entrée de l'échangeur de chaleur, du nombre n de passages de tubes et de la différence de température terminale $\beta = T_v - T_{w1}$ du condenseur.

Il faudra retenir pour U_1 une valeur qui sera un compromis entre une tour trop élancée et une tour trop basse, mais ayant un échangeur de chaleur de taille plus importante; ces deux cas représentant deux valeurs extrêmes dans la variation du coût.

Dans la plage de température allant de la valeur $T_2 = 46,9^\circ C$ pour laquelle $H = Z$ à la valeur maximale, on notera que pour une faible valeur de T_2 la tour est plus élancée alors que pour une valeur élevée elle sera plus basse.

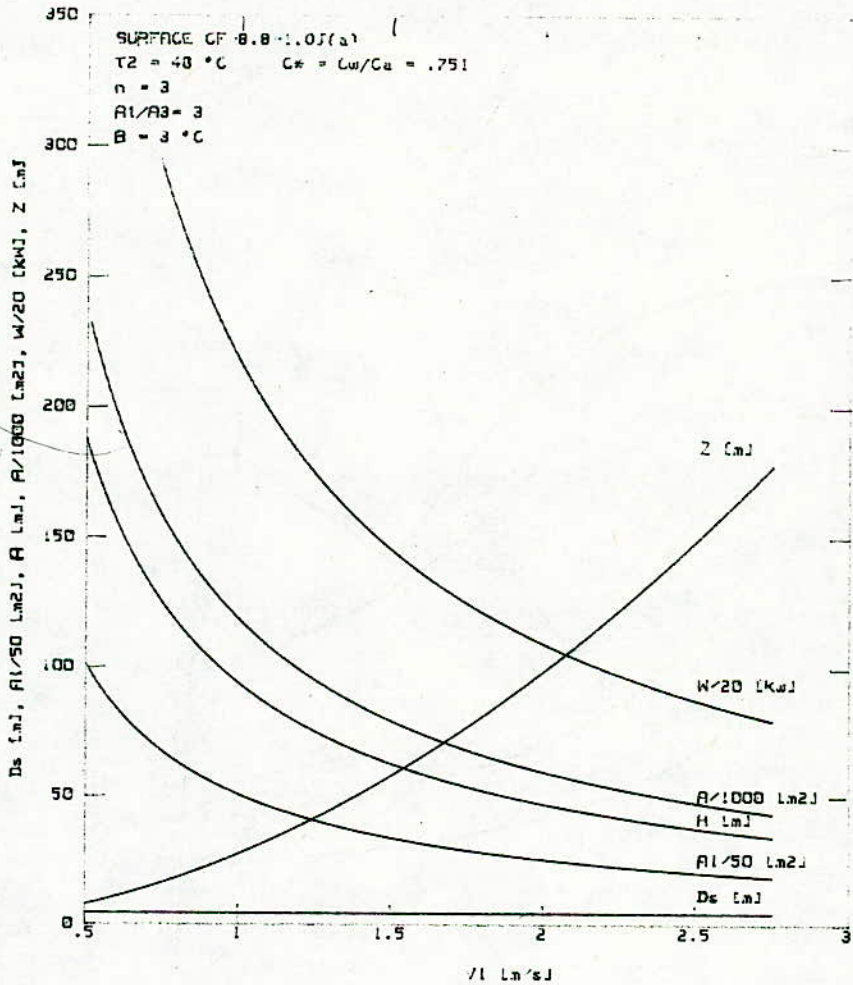


Figure 7 Effet de la vitesse de l'air, à l'entrée de l'échangeur V1, sur le dimensionnement de la tour

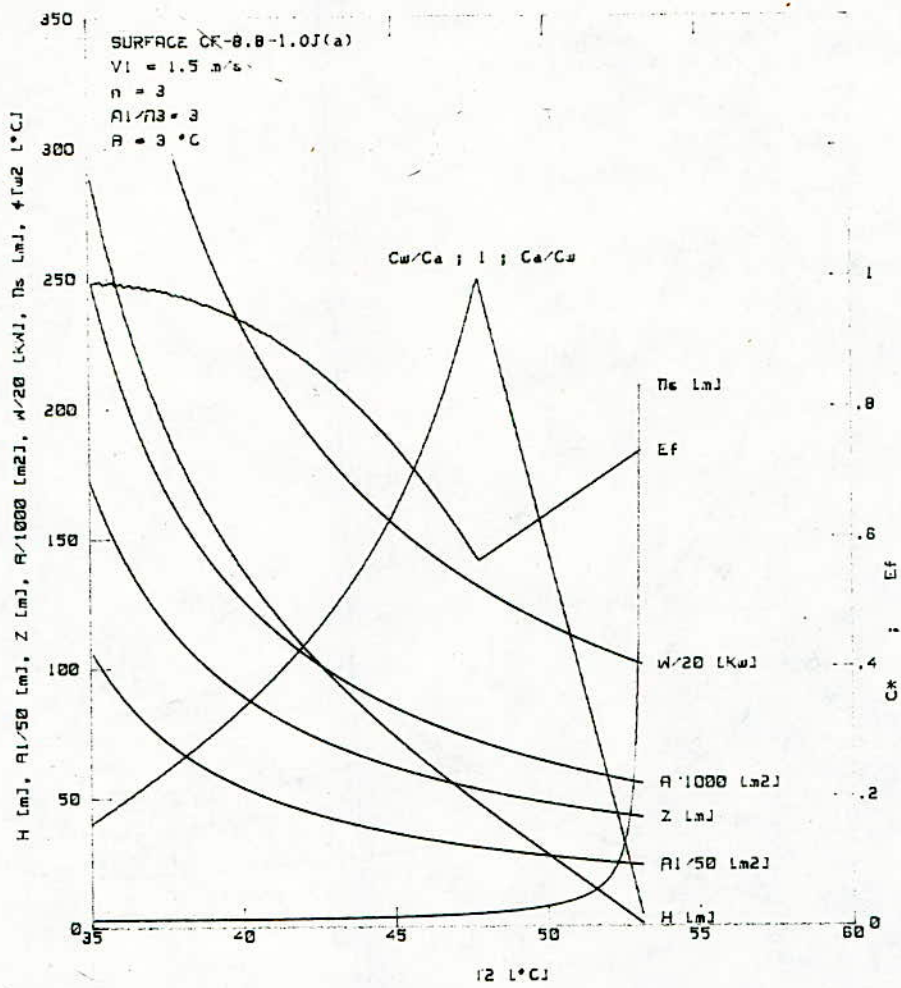


Figure B Effet de la temperature T2, sur le dimensionnement de la tour

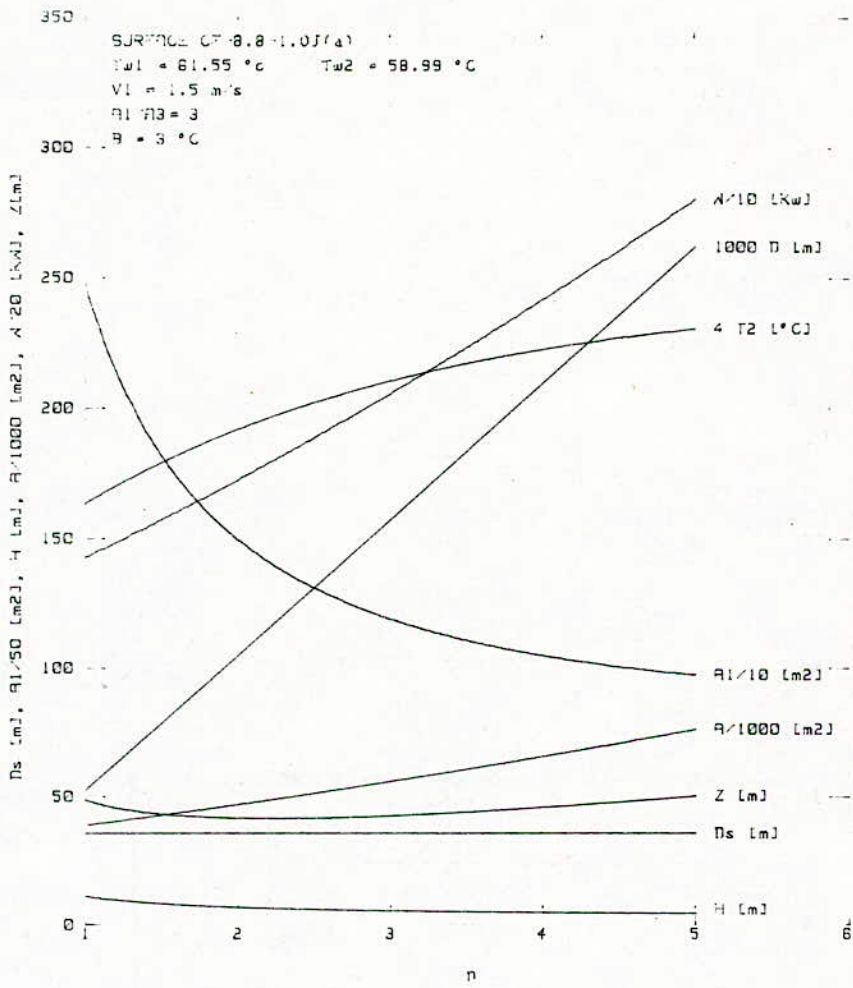


Figure 9 Effet du nombre n de passages de tubes sur le dimensionnement de la tour

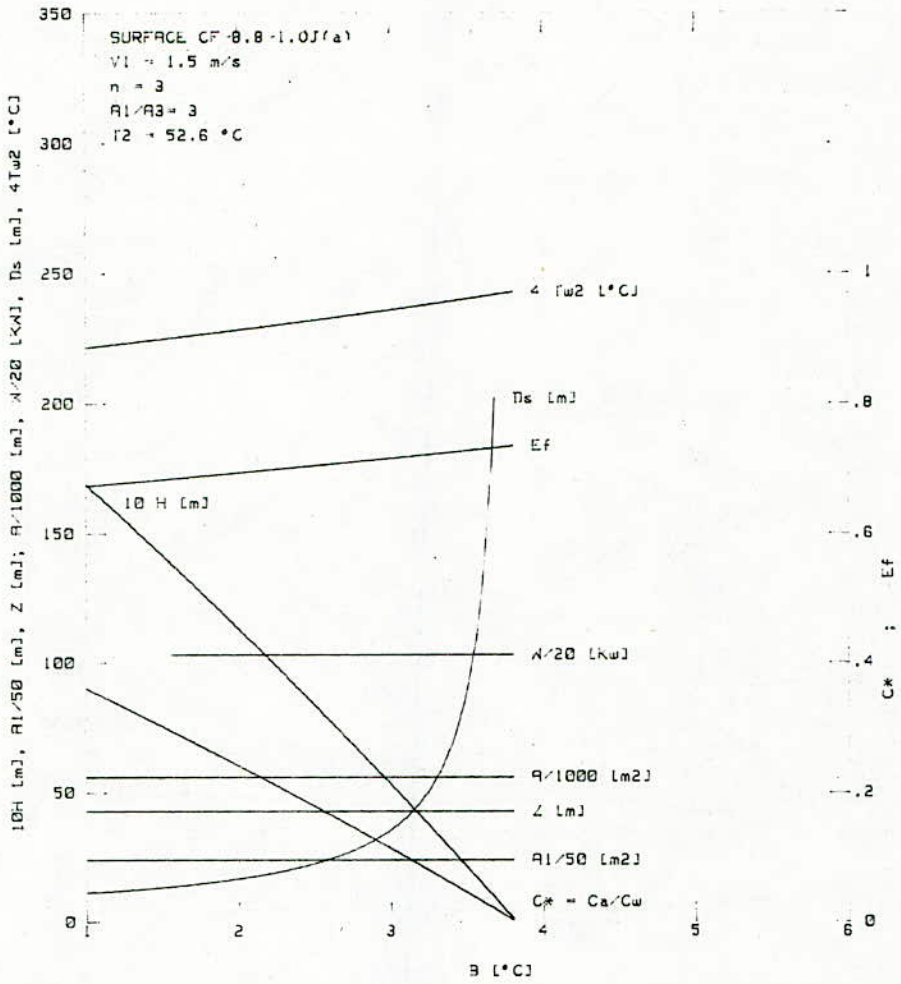


Figure 10 Effet de la différence de température terminale B, sur le dimensionnement de la tour

On remarque que la hauteur de la tour est minimale pour un nombre de passages de tubes voisin de 3. Des valeurs plus faibles de n auront pour inconvénients une plus grande hauteur de l'échangeur ainsi qu'une plus grande aire de la surface frontale. Par contre, de plus grandes valeurs de n entraîneront une augmentation de la puissance de pompage et de la hauteur de tirage.

L'augmentation de β aura pour principal avantage une plus grande hauteur et une plus grande efficacité de l'échangeur de la tour. Elle est néanmoins limitée par la condition $T_{w1} = T_{w2}$. Par ailleurs, EL-WAKIL [7] recommande de ne pas prendre de valeurs inférieures à $2,8^{\circ}\text{C}$ pour β .

Nous retiendrons finalement les valeurs suivantes:

$V_1 = 1,5 \text{ m/s}$; $T_2 = 52,6^{\circ}\text{C}$; $n = 3$; $\beta = 3$

La table 4 représentant les valeurs de l'influence des coefficients, sur la base de la table 1, a été établie pour $V_1 = 1,5 \text{ m/s}$, $T_2 = 52,6^{\circ}\text{C}$, $n = 3$, $\beta = 3$, pour les caractéristiques de la centrale de la table 2 et les paramètres de la géométrie de surface de l'échangeur consignés dans la table 3. De plus, $A_1/A_3 = 3$, $k_c = k_e = 0$.

5. CONCLUSION.

La table 4 donne les dimensions et les caractéristiques principales d'une tour sèche pour un cycle combiné gaz/vapeur de 42 MW de type BBC KA9-1-50/L30. Dans cette étude, les équations régissant les grandeurs caractéristiques d'une tour sèche ont été reproduites. Dans le chapitre 3, intitulé "OPTIMISATION DES CARACTERISTIQUES DIMENSIONNELLES" l'expression analytique de la capacité thermique du fluide de couplage qui maximise l'efficacité globale a été reproduite d'une part, puis l'influence des conditions de températures et du nombre de passages de tubes sur la taille de la tour a été mise en évidence d'autre part. De plus, ces conditions optimales seraient à rechercher et à réunir dans le cas d'une étude plus globale tenant compte des autres éléments de la centrale.

Le chapitre "DIMENSIONNEMENT" présente une solution quantifiée et constitue la base nécessaire à une étude économique.

Table 4
Valeurs et influence des coefficients

Désignation des paramètres	Coefficient à dépendance thermodynamique		Coefficient à dépendance géométrique	Coefficient dépendant du nombre de Reynolds	Coefficient dépendant des capacités thermiques	DIMENSIONS	
	Air	eau				des paramètres	des grandeurs caractéristiques
Z_E	1	1	5,189	0,252	19,875	25,965	
Z_A	1	1	9	0,115	15,482	15,978	
Z_θ	1	1	5,189	0,115	1,075	0,639	
Z_{Kc}	1	1	5,189	0	14,407	0	
Z_{ke}	1	1	5,189	0	15,482	0	$Z = 42,6 \text{ m}$
A_1/Q	$2,995 \cdot 10^{-6}$	1	1	0,667	13,407	$2,641 \cdot 10^{-5}$	$A_1 = 1190 \text{ m}^2$
\bar{A}/Q	$2,995 \cdot 10^{-6}$	1	0,439	53,711	17,830	0,00124	$\bar{A} = 55993 \text{ m}^2$
d	1	1	0,00147	80,567	1,330	0,1572	$d = 0,1572 \text{ m}$
H/V_w	0,000895	$4,124 \cdot 10^6$	0,000254	53,711	0,0501	2,525	$H = 5,3 \text{ m}$
$\frac{\rho_p W_{Kp}/Q}{f_w V_w^3}$	$2,995 \cdot 10^6$	493,85	0,00353	53,711	17,830	0,00493	$W_{Kp} = 0,71 \text{ MW}$ avec $f_w = 0,025$ $\rho_p = 0,72$
$\frac{D_s V_w}{Q}$	0,0033	$2,425 \cdot 10^{-7}$	626,3	0,0124	267,64	$1,665 \cdot 10^{-6}$	$D_s = 35,74 \text{ m}$

* BIBLIOGRAPHIE *

1. MONTAKHAB A.,
"Waste Heat Disposal To Air Forced And Natural Draft: Some Analytical Design Considerations"
General Atomic Company, Projects 9157-9158 Reports, May 1978.
2. KAYS W.MW & LONDON A.L.,
"Compact Heat Exchangers" 2nd edition, McGraw-Hill Book Company. 1964
3. MOORE F.K.,
"On the Minimum Size of Natural-Draft Dry Cooling Tower for Large Power Plants", ASME Paper 72-WA/HT-60
4. MOORE F.K.,
"On the Minimum Size of Large Dry Cooling Tower with Combined Mechanical and Natural Draft", Transactions of the ASME, Journal of Heat Transfer, August 1973
5. HOLMBERG R.B.,
"Heat Transfer in liquid-Coupled Indirect Heat Exchangeur Systems", Transactions of the ASME, Journal of Heat Transfer, November 1975
6. BROWN BOVERI COMPANY,
"Centrales combinées standardisées Brown Boveri série KA9 publication CH-T 0404 093 F
7. M.M. EL-WAKIL,
"Powerplant Technologie" McGraw-Hill Book Company. 1985
8. MOORE F.K.,
"Scaling Law Dry Cooling Towers with Combined Mechanical and Natural Draft", Cornell University Report 72-19, August 1972

ETUDE CONCEPTUELLE D'UN CYCLE D'EXTRACTION
DE L'HELIUM A PARTIR DES GAZ DE QUEUE DE
G N L ALGERIEN

O. KHEMIS M.A.S
M. AIT-ALI Professeur

Ecole Nationale Polytechnique ALGER

المخلص.

تتضمن هذه الدراسة ابتكار دورة لاستخراج الهيليوم انطلاقاً من استغلال النفايات الغازية ذات الضغط العالي. و من اجل ذلك كان من الضروري تطوير معادلة الحالة لريدلس - كونق في صيغة معدلة مقبولة من طرف الناضم الالكتروني.
و من اخل حساب الخصائص الترموديناميكية للخليط (He - N₂ - CH₄) ضمن درجة حرارة تصل الي
و بعد تقييم هذه الدورة من حيث شغل التميع و سطوح التبادل فقدرنا انتاج هذه الدورة بـ 5 حج / م .

ABSTRACT:

----- This project deals with a conceptual study to extract Helium from Algerian L N G high pressure tail gas. The proposed thermodynamic cycle required the development of a computerized Redlich-Kwong equation of state modified for mixtures of Helium, Nitrogen and Methane at low temperature down to 78K. After evaluating this cycle, in terms of liquefaction work and heat transfer area, the estimated Helium production cost with petro-chemical industry cost parameters updated and transposed to Algerian site locations amounts to 5 AD/Nm³.

RESUME:

----- Ce projet consiste en une étude conceptuelle pour l'extraction d'Hélium à partir de gaz de queue haute pression de G N L Algérien. Le cycle thermodynamique proposé a nécessité le développement d'une équation d'état informatisée de Redlich-Kwong modifiée des mélanges d'Hélium, Azote et Méthane à basses températures jusqu'à 78K. Après avoir évalué ce cycle, en termes de travail de liquéfaction et de surface d'échange thermique, le coût de production de l'Hélium estimé avec les paramètres économiques de l'industrie pétrochimique actualisés et transposés aux sites d'implantation algériens s'élève à 5 DA/Nm³.

* NOTATIONS *

a	: Constante de l'équation de R.K.M.	cm ⁶ .atm/mole ³
b	: Constante de l'équation de R.K.M.	cm ³ /mole
C1, C2	: Constantes des paramètres critiques de R.K.M	
E	: Echangeur	
F	: Fugacité	
h	: Enthalpie spécifique	joule/mole
L	: Fraction molaire liquide du mélange	mole
Ln	: Log.Népérien	
M	: Masse molaire	g/mole
n	: Nombre de mole	
p	: pression	atm
q	: chaleur	joule/mole
s	: Entropie spécifique	joule/mole/k
S	: Séparateur	
T	: Température	k
u	: Energie interne spécifique	joule/mole
v	: Volume molaire spécifique	cm ³ /mole
X	: Fraction molaire de la phase liquide	mole
Y	: Fraction molaire de la phase vapeur	mole
Z	: Coefficient de compressibilité	
w	: travail spécifique	joule/mole
W	: Facteur accentrique de Pitzer	

Lettres Grecques:

$\Omega_a; \Omega_b$: Constante des paramètres critiques de R.K.M

Indices:

- b : Bulle
- c : Critique, compression, chaud
- i, j: Indices de composants
- ij : Indices binaires
- l, v: liquide et vapeur respectivement
- m : mélange
- r : Réfrigération, réduite, rosée
- ° : Relatif aux gaz parfaits

Exposants:

- ^: Elevation à la puissance

Abréviations:

R.k.M: Redlich Kwong modifiée

I. INTRODUCTION.

L'Hélium peut être produit commercialement par extraction suivant trois procédés:

- a/ Comme sous produit de la liquéfaction de l'air atmosphérique dont l'objectif principal est la production de l'Oxygène et de l'azote liquide.
- b/ A partir du gaz naturel de transport pour des teneurs minimales de l'ordre de 1% par volume.
- c/ A partir des gaz de queue, sous produit des usines de liquéfaction de gaz naturel.

Le gaz naturel de Hass-R'mel, pauvre en Hélium à la tête de puits, de l'ordre de 0,2% produit, après liquéfaction dans les usines de G N L de Bethioua, un gaz de queue haute pression de teneur 2,5% à 4,77 Atm et 129k et un gaz basse pression de teneur 0,02%, à 1 bar et 121k. Cette source est encore plus prometteuse si l'on envisage également de produire et de commercialiser l'Azote liquide qui autrement ne serait qu'un sous produit non valorisé de la séparation de l'Hélium. Avec ces données, la capacité de production nationale en Hélium associé aux gaz de queue serait de l'ordre de 140000 N m³ par jour.

L'objet de cette étude est d'évaluer les mérites thermodynamiques de l'extraction de l'Hélium à partir des gaz de queue d'une usine de G N L Algérienne de 2,5% d'Hélium à 129k et 4,77 Atm, et d'estimer le coût de sa production ainsi obtenue. A cet effet, l'étude porte au préalable, sur le choix et le développement d'une équation d'état informatisée fiable, pour le calcul des propriétés thermodynamiques du mélange He-N₂-CH₄ à des températures atteignant 78k.

II. GENERALITES SUR LES CYCLES DE LIQUEFACTION.

1- Liquéfaction idéale:

La liquéfaction idéale peut être définie comme celle qui permet, moyennant la fourniture d'un travail minimum, d'obtenir une quantité de liquide saturé à partir d'un état thermodynamique donné.

Le travail minimum et la chaleur échangée pour liquéfier un fluide suivant l'évolution 1-2-3, seront respectivement:

$$\begin{aligned} w_{\min} &= T_1(\Delta_1 - \Delta_3) - (h_1 - h_3) & 2.1 \\ q &= T_1(\Delta_1 - \Delta_3) & 2.2 \end{aligned}$$

La figure 2.1 et le tableau 2.1 donnent respectivement l'évolution d'un fluide durant sa liquéfaction idéale et le travail minimum de liquéfaction de quelques gaz à partir d'un état initial à 1 bar et 25°C.

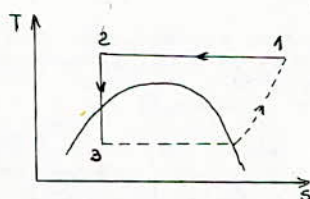


Fig2.1: Travail idéal

gaz	kJ/kg	kwh/kg
Air	722	0.20
Azote	764	0.21
Hélium	6800	1.89

Tabl.2.1: Travail minimum

2. Travail de liquéfaction:

Le travail réel de liquéfaction est la somme du travail minimum augmenté des pertes produites dans les transformations thermodynamiques réelles, qui dépendent des solutions techniques adoptées. En pratique, on remplace la compression isotherme, plus difficile à obtenir pour les machines axiales, et la détente isentropique, peu justifiée thermodynamiquement pour les faibles capacités respectivement par une compression adiabatique et une détente isenthalpique. Le tableau 2.2 permet de comparer le travail idéal et le travail réel en kwh/kg requis pour différents procédés de liquéfaction de l'air.

Procédés	w.réel	w.idéal
Hampson ou Linde simple	2,86	0,20
Hampson, Air à -45°C	1,54	-
Linde haute pression	1,76	0,20
Linde haute pression à -45°C	0,99	-
Los Alamos Cascade	0,90	0,20

Tab: 2.2. Comparaison du travail idéal et du travail réel pour différents procédés de liquéfaction de l'air, adaptée d'après Scott [1].

Ce tableau montre que le procédé le plus efficace, la Cascade Los Alamos, a seulement un rendement de 0,22. On peut aussi remarquer que le prérefroidissement diminue de façon significative le travail requis dans les procédés Hampson (-46%) et Linde (-44%).

Le travail de liquéfaction donné ci-dessus pour le cas idéal et pour le cas réel permet de situer l'ampleur des pertes

thermodynamiques qui sont inhérentes à tout processus réel et qui dépendent en particulier de la réalisation physique qui en est faite.

En pratique, il est peu simple, donc très coûteux, de réaliser une compression isotherme sur un grand rapport de pressions à l'échelle industrielle. Aussi est-il plus réaliste de choisir le modèle de compression adiabatique caractéristique des installations de grande capacité.

Cette étude conceptuelle requière aussi le choix d'une équation d'état qui doit permettre, autant que faire se peut, d'évaluer de façon simple et fiable le travail de liquéfaction et les surfaces des échangeurs.

Le choix de l'équation d'état s'est portée sur celle de Redlich-Kwong pour sa simplicité d'emploi et sa précision adéquate à la température normale de liquéfaction de l'Azote.

Les enthalpies et les entropies des mélanges liquides-vapeurs seront obtenues à partir de celles des composants purs aux mêmes pression et température en adoptant le modèle des solutions idéales pour lesquelles les valeurs des volumes et des enthalpies partielles sont égales à celles des substances pures.

Les enthalpies et les entropies de ces mélanges sont obtenues comme celles de gaz parfaits, auxquelles on ajoute les termes déviations par rapport aux gaz parfaits calculés avec l'équation d'état de Redlich-Kwong.

En plus des hypothèses classiques concernant l'équilibre des phases, on suppose ici que les phases en présence sont homogènes et qu'elles contiennent chacune tous les composants du mélange original.

S'il s'avérait, durant les calculs, que l'Hélium liquide n'est pas présent en quantité suffisante pour la stabilité de l'algorithme, on fixera arbitrairement $X(\text{He})$, la fraction molaire de l'Hélium dans la phase liquide, à une valeur qui assure une convergence adéquate sans influencer de façon significative les autres fractions molaires.

La condition essentielle qui régit l'équilibre de phases liquide-vapeur est l'égalité de la fugacité dans les deux phases pour chacun des composants présents dans le mélange original. Dans le cas présent, la composition normalisée des gaz de queue est fixée comme suit:

$$Z_1 + Z_2 + Z_3 = 1 \dots\dots\dots (3.1)$$

Avec les sous-indices 1, 2, 3 représentant respectivement l'Hélium, l'Azote et le Méthane.

La solution mathématique du problème repose sur la résolution du système suivant, comprenant sept équations non linéaires.

$F1v = F11$	(3.2)
$F2v = F21$	(3.3)
$F3v = F31$	(3.4)
$p_v = f(v_v, Y1, Y2, T)$	(3.5)
$p_l = f(v_l, X1, X2, T)$	(3.6)
$X1.L + Y1.(1 - L) = Z1$	(3.7)
$X2.L + Y2.(1 - L) = Z2$	(3.8)

Les sept inconnues à déterminer dépendent du problème particulier à résoudre parmi les suivants:

- i/ Connaissant la température et la pression, on recherche $X1$, $X2$, $Y1$, $Y2$, v_l , v_v , L dans la région biphasique.
- ii/ Connaissant la pression et la composition de la phase liquide sur la ligne de liquide saturé, on recherche la composition de la phase vapeur et la température dite du point de bulle.
- iii/ Connaissant la pression et la composition de la phase vapeur sur la ligne de vapeur saturée, on recherche la composition de la phase liquide et la température dite du point de rosée.

Dans les deux derniers problèmes, qui se réduisent à la solution d'un système de quatre équations parmi les cinq premières, l'intérêt réside dans le calcul des températures sur l'enveloppe de saturation.

Les deux autres problèmes d'équilibre liquide-vapeur rencontrés dans cette étude contiennent une inconnue supplémentaire, la température ou la pression; ils requièrent une équation additionnelle qui est donnée soit par la contrainte d'enthalpie constante, soit par la contrainte d'entropie constante.

L'algorithme utilisé pour la solution du système d'équation considéré, consiste à supposer pour les compositions inconnues des valeurs compatibles avec les contraintes de normalité et de conservation, et à calculer les volumes molaires des deux phases au moyen de l'équation d'état, puis à vérifier l'égalité des fugacités.

Si cette dernière condition n'est pas satisfaite, on procède aux corrections appropriées sur les compositions de phases jusqu'à la convergence souhaitée.

La fiabilité des résultats de ces calculs repose sur la précision des valeurs des fugacités obtenues par cette équation de Redlich-Kwong modifiée dont le choix a été dicté par la recherche d'un compromis entre la simplicité de la forme mathématique et la précision souhaitée. Celle-ci ne peut évidemment être évaluée que s'il existe des résultats expérimentaux qui permettent une comparaison fiable.

III. RELATIONS THERMODYNAMIQUES.

L'équation d'état de Redlich-Kwong étant explicite en P , l'évaluation de l'enthalpie utilisera la relation de l'énergie interne. Nous avons donc pour un mélange de composition connue les relations de la forme:

$$u = \int_{\infty}^v \left[P - T \left(\frac{\partial P}{\partial T} \right)_v \right] dv + \sum_i n_i u_i \quad (3.9)$$

$$h = u + p.v \quad \dots \dots \dots (3.10)$$

$$s = \int_{\infty}^v \left[-\frac{n.R}{v} - \left(\frac{\partial P}{\partial T} \right)_v \right] dv + R \sum_{i=1}^n n_i \cdot \ln \left(\frac{v}{n_i \cdot R \cdot T} \right) + \sum_{i=1}^n n_i \cdot s_i \quad (3.11)$$

$$R.T \cdot \ln \frac{F_i}{Y_i \cdot P} = \int_{\infty}^v \left[\left(\frac{\partial P}{\partial n_i} \right)_{T, v, n_j} - \frac{R.T}{v} \right] dv - R.T \cdot \ln Z \quad \dots \dots (3.12)$$

Les propriétés des gaz parfaits sont évaluées à partir de la chaleur spécifique à volume constant ou à pression constante publiées notamment dans les tables du projet API - 44, [2].

Les relations utilisées dans le calcul des paramètres des mélanges contenant des gaz quantiques sont:

$$a_i = \frac{\Omega a_i \cdot R^2 \cdot T_{c_i}^{2,5}}{P_{c_i}} \quad \dots \dots \dots (3.13)$$

$$b_i = \frac{\Omega b_i \cdot R \cdot T_{c_i}}{P_{c_i}} \quad \dots \dots \dots (3.14)$$

$$a_m = \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n Y_i \cdot Y_j \cdot a_{ij} \quad \dots \dots \dots (3.15)$$

$$b_m = \sum_i Y_i \cdot b_i \quad \dots \dots \dots (3.16)$$

$$a_{ij} = (\Omega a_i + \Omega b_i) \frac{R^2 \cdot T_{c_{ij}}^{2,5}}{2 \cdot P_{c_{ij}}} \quad \dots \dots \dots (3.17)$$

$$P_{c_{ij}} = P_{c_{ij}}^0 (1 + C_2 / M_{ij} \cdot T) \quad \dots \dots \dots (3.18)$$

$$T_{c_{ij}} = \frac{(T_{c_i}^0 \cdot T_{c_j}^0)^{0,5} \cdot (1 - K_{ij})}{(1 + C_1 / M_{ij} \cdot T)} \quad \dots \dots \dots (3.19)$$

$$P_{c_{ij}}^0 = Z_{c_{ij}}^0 \cdot R \cdot (T_{c_i}^0 \cdot T_{c_j}^0)^{0,5} \cdot \frac{1 - K_{ij}}{V_{c_{ij}}^0} \quad \dots \dots (3.20)$$

$$V_{c_{ij}}^0 = 0,125 [(V_{c_i}^0)^{1/3} + (V_{c_j}^0)^{1/3}]^3 \quad \dots \dots (3.21)$$

$$Z_{c_{ij}}^0 = 0,291 - 0,04 (w_i + w_j) \quad \dots \dots \dots (3.22)$$

$$1/M_{ij} = \left(\frac{1}{M_i} + \frac{1}{M_j} \right) \cdot \frac{1}{2} \quad \dots \dots \dots (3.23)$$

Pour les gaz quantiques nous avons:

$$V_c^0 = 0,291 \cdot R \cdot T_c^0 / P_c^0 ; \quad w = 0$$

Les valeurs des coefficients d'interaction binaires et des facteurs accentriques sont données dans le tableau 3.

	1	2	3
W	0	0.04	0.013
a	0.4278	0.429	0.4278
b	0.0867	0.0870	0.0867

Tabl.3: valeurs des coefficients d'interaction et des facteurs accentriques.

$$Tc1^\circ = 10,47^\circ k; \quad Pc1^\circ = 6,67 \text{ Atm}; \quad Vci^\circ = 37,5 \text{ cm}^3/\text{mole}$$

La relation permettant de calculer la fugacité du composant k dans une phase à partir de l'équation (3.12) et de l'équation de Redlich-Kwong:

$$p = \frac{R.T}{v-b} - \frac{a}{v(v+b).T^{1,5}} \dots \dots \dots (3.24)$$

est donnée par l'équation (3.25):

$$\ln k = \ln \frac{v}{v-b} + \frac{bk}{v-b} + \frac{a.bk}{R.b^2.T^{1,5}} \left[\ln \frac{v+b}{v} - \frac{b}{v+b} \right] - 2 \sum_{i=1}^n \frac{z_i a_i k}{b.R.T^{1,5}} \ln \frac{v+b}{v} \quad (3.25)$$

L'énergie interne, l'enthalpie et l'entropie sont obtenues en spécialisant les équations (3.9) et (3.11) à l'équation de Redlich-Kwong modifiée selon Chueh 3 et Gray 4.

IV. QUALIFICATION DE L'EQUATION DE REDLICH-KWONG MODIFIEE.

Les calculs effectués dans l'étude de ce cycle de liquéfaction consistent à déterminer:

- i/ Les températures de bulle et de rosée afin de délimiter le domaine biphasique, cette information est importante pour les considérations hydrodynamiques notamment.
- ii/ Les températures de saturation après une détente adiabatique, comme dans les vannes Joule-Thomson idéales.
- iii/ La température de sortie après une détente isentropique comme dans les turbo-expanders idéalisés adiabatiques réversibles.
- iv/ La fraction liquide, l'enthalpie et l'entropie, comme dans les échangeurs de chaleur.

Les calculs en phase vapeur surchauffée, comme dans les compresseurs ne posent en général pas de problème, tout au moins aux pressions modérées.

Les valeurs des températures de bulles, température de rosée, fraction molaire liquide, volume molaire liquide et vapeur obtenues pour une grande plage de pression sont confrontées avec les résultats expérimentaux publiés dans la littérature citée, [5], [6], [7], [8].

Les calculs d'équilibre liquide-vapeur nécessitant l'emploi de méthodes itératives, la méthode de Newton-Raphson a été utilisée avec satisfaction du point de vue convergence, bien qu'elle requière l'évaluation de la première dérivée à chaque itération.

C'est généralement le cas en cryogénie, la qualification d'une équation d'état se heurte souvent à l'indisponibilité de données expérimentales aux basses températures, en particulier pour les mélanges même binaires. Cette qualification peut se faire sur les compositions et les volumes molaires des phases en équilibre, ou sur les enthalpies. Dans cette étude le deuxième critère aurait été préférable puisque nous sommes intéressés en fin de compte au calcul du travail de liquéfaction et des surfaces d'échangeurs de chaleur. Cependant en absence de données expérimentales, la première a été utilisée.

Avec le méthane pur, une déviation de l'ordre de 1% a été obtenue sur le volume molaire de la phase liquide à 100 et 120k.

Avec l'Azote pur, une déviation de l'ordre de 1% a été obtenue sur le volume molaire de la phase liquide à 70 et 80k.

Pour un mélange binaire Azote-Méthane de 60 et 40% respectivement, l'équation de RKM a permis d'obtenir une déviation moyenne de 4,5% pour six points répartis sur un domaine de température de 100 à 140k et un domaine de pressions de 5 à 40 atm pour l'étendue de la fraction liquide.

Pour un autre mélange binaire de 20%N₂ et 80%CH₄ à des pressions entre 5 et 15 atm, et des températures entre 120 et 160k, un calcul similaire sur 13 points donne une déviation moyenne de 1,2% sur l'étendue de la phase liquide.

Ces résultats permettent de conclure que l'utilisation de l'équation de RKM est adéquate pour l'objectif fixé.

V. CYCLE D'EXTRACTION DE L'HELIUM.

Le cycle conceptuel proposé pour l'extraction de l'Hélium à partir des gaz de queue haute pression de l'usine de G.N.L est représenté sur la figure 5.1.

Ces gaz de queue à 129k et 4,77 bars ont une composition molaire en pourcents de 2,53, 34,4, 63,07 pour l'Hélium, l'Azote et le Méthane respectivement. La définition des états thermodynamiques est résumée par le tableau 5.1 ci-dessous:

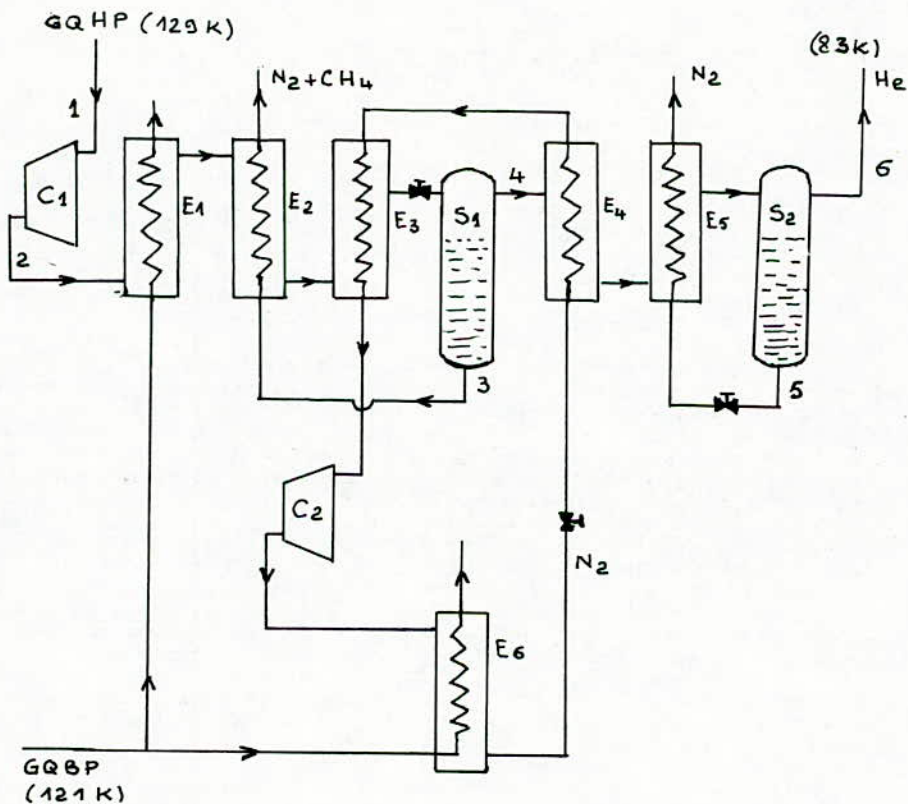


Fig: 5.1 Schéma simplifié de l'installation de séparation de l'Hélium à partir des gaz de queue du G.N.L Algérien.

Etat	T,k	P, bars	h kg/kg	s Kg/kg k	Z1	Z2	X1	X2	Y1	Y2
1	129	4.77	10242	315.6	0.025	0.34	0	0	Z1	Z2
2	215	30	12568	315.6	0.025	0.34	0	0	Z1	Z2
3	100	20	1177	238.5	0.001	0.35	Z1	Z2	0	0
4	100	20	9101	290.4	0.77	0.22	0	0	Z1	Z2
5	83	20	2996	237.7	0.004	0.996	Z1	Z2	0	0
6	83	20	8718	238.1	0.9	0.099	0	0	Z1	Z2

Tableau 5.1

Le cycle proposé comporte une compression suivie de trois échanges de chaleur et d'un séparateur, puis de deux échangeurs et d'un séparateur. Les frigories fournies par les vapeurs froides qui circulent en contre courant, étant insuffisantes. Un cycle de réfrigération complémentaire composé d'un compresseur et d'un échangeur est utilisé. Ce cycle peut être simplifié si l'on ne veut pas éviter des échanges de chaleur avec plus de deux fluides plus difficiles à dimensionner.

Les gaz d'alimentation sont d'abord comprimés jusqu'à 30 Atm et 215k. Ils subissent ensuite un refroidissement de 115k à travers la cascade des trois premiers échangeurs. Ils sont alors détendus à 20Atm puis séparés dans le séparateur S1 où l'on obtient une vapeur de 77,44% d'Hélium et 22,56% d'Azote. La phase liquide (96,85%CH₄ et 3,15%N₂) est utilisée dans l'échangeur E2.

La phase vapeur issue de S1 est refroidie dans E4 puis liquéfiée dans E5 pour être ensuite séparable dans le séparateur S2. La phase liquide obtenue à 99,6%N₂, est ensuite détendue à 1 Atm, 78k pour être utilisée dans l'échangeur E5. La phase vapeur produite est à 90,0%He et 10,0%N₂.

Après avoir satisfait tous les bilans énergétiques et les calculs d'équilibre biphasiques, le travail de liquéfaction et les surfaces d'échange ont été obtenus afin de procéder aux calculs économiques.

Pour une récupération de 20% des gaz de queue haute pression de l'usine G.N.L 1 Bethioua, on produit 38,2kg/h d'Hélium brut à 90%.

La surface totale d'échange est de 63,7m, soit 1,67m par kg/h d'Hélium.

Le travail de liquéfaction correspondant est de 225,5kwh, soit 5,90kwh/kg d'Hélium.

Le coût de production est obtenu ici de façon hypothétique. Il comprend le coût d'investissement pour les équipements et leur installation (sans le terrain d'assiette) calculé avec des prix

indiciels de 1975 puis actualisé pour 1986 9 . En utilisant les Nelson Refinery Indexes, les équipements considérés sont les compresseurs, les échangeurs, les réservoirs de stockage et une provision pour tous les accessoires y compris les asservissements et les contrôles. 10 .

Les autres composantes du coût de production sont le service de la dette d'investissement et le coût opératoire, y compris la main d'oeuvre et les consommables.

Le coût de production ainsi obtenu s'élève à 4.9DA/N.m ou 27.4DA/kg.

VI. CONCLUSION.

Cette étude conceptuelle nous a permis de définir et de dimensionner une installation d'extraction de l'Hélium contenu dans les gaz de queue haute pression d'une usine algérienne de G.N.L. et d'en évaluer le coût de production pour situer le potentiel commercial d'une éventuelle entreprise de production.

Si bien que la teneur en Hélium du gaz naturel algérien soit plus faible d'un ordre de grandeur comparativement à celle des gaz de transport nord américains, sa disponibilité aux conditions des gaz de queue constitue un avantage thermodynamique évident qui peut lui permettre de combler le premier handicap.

De plus, la production d'Azote liquide qui mérite également d'être envisagée renforcerait de façon significative la rentabilité d'une production d'Hélium en partageant les coûts de production.

* B I B L I O G R A P H I E *

- | | | |
|---|----------------------------------|------|
| 1/ Scott R.B; | "Cryogenic engineering", D.U.N.C | 1967 |
| 2/ American petroleum institute. | Projet 44 | 1953 |
| 3/ Chueh.P.L and J.M. Prausnitz; | Aiche J.13, 1099-1107 | 1967 |
| 4/ Graw R.D.Jr.N.H.Rent and Zudkevitch; | Aiche J.16,991 | 1970 |
| 5/ Mc Carthy R.D "Equation of state for Méthane" | V14,p.276 | 1974 |
| 6/ Jacobson R.T Stewart, Adance in cryog.eng. | V18, p.248 | 1972 |
| 7/ Parish, W.R,U.M.J.Hisa "Liq-vap equilibria N2-CH4
adv. cry.B.D.19 | | 1974 |
| 8/ Kidnay, A.J.R.C.Miller, W.R.Parish, U.M.J.Hisa
adv.cryo.B.D 15 | | 1975 |
| 9/ Chemical engineering, Vol 84 N°9 | | 1986 |

ADAPTATION DES SONDES A RESISTANCE A LA
MESURE DES EPAISSEURS DE FILM LIQUIDE

Z.L. AIDOUN PhD
Département de Génie-Mécanique
Ecole Nationale Polytechnique.

المخلص.

ان سمك فيلم سائل في حالة انسياب يمكن قياسه باستعمال تقنية تستند الي مقاومة الفيلم. و تمثل هذه الطريقة في مسررين يعبرهما تيار مشاوب و بنسب فوقهما فإلم السائل المراد تحديد سمكه بدلالة المقاومة. ان تأشير الوسائل مثل: الحرارة، تباعد المجسات و هندستها، و كذا سطح التكثيف قد قتت دراسته. و تظهر النتائج ان لكل زوج من المجسات مجال محدود ضيق للاشتغال قبل بلوغه درجة الاشتياح. كما ان لدرجة الحرارة و ناقلية السائل تأثيرهما ايضا على مدي استجابة المسات.

ABSTRACT:

The thickness of a liquid film can be measured by using a technique based on the film resistance. This consists of two electrodes over which the film flows. An AC current passes through the film. The probes can predict the thickness of the film which is related to the resistance. Parameters such as temperature, spacing, geometry of the probes together with surface tension of the liquid affect the readings. The results show that each couple of probes according to spacing and diameter become saturated beyond a certain thickness. The temperature and conductivity of the liquid have also their influence on the response of the probes.

Résumé:

L'épaisseur d'un film de condensat en écoulement peut être mesurée en utilisant une technique basée sur la résistance du film. Cette méthode consiste en deux électrodes traversées par un courant alternatif sur lesquelles coule le film de condensat dont elles prédisent l'épaisseur en fonction de la résistance. L'influence de paramètres tels que la température, l'espacement, la géométrie des sondes et de la tension superficielle a été étudiée. Les résultats montrent que chaque couple de sondes selon le diamètre et l'espacement a un intervalle limité de fonctionnement fiable avant d'être saturé. La température et la conductivité du liquide ont elles aussi une influence sur la réponse des sondes.

1. INTRODUCTION.

----- Le comportement de films liquides minces sous l'effet de la pesanteur et de la tension superficielle est un phénomène très important dans bon nombre d'applications industrielles, telles que l'évaporation, la condensation des vapeurs, la distillation, etc...

Souvent cet écoulement en film mince est accompagné de perturbations superficielles à des nombres de Re bien en deça de la limite de turbulence. De nombreuses études ont été faites dans le but de mieux comprendre le mécanisme d'évolution de ces films ainsi que pour la détermination de leurs épaisseurs et du transfert de chaleur correspondant. C'est Kapitza (1) qui a jeté les premiers jalons d'une étude systématique de ce type d'écoulement. D'autres investigations ont été faites depuis et collectées par Fulford (2). La source principale de la difficulté semble être l'existence des ondes capillaires de surface dont la nature réelle n'est pas connue et qui est à l'origine de nombreuses contradictions dans les résultats compilés par Fulford (2).

D'autres travaux ont été faits depuis, la plupart relaxant une ou plusieurs hypothèses émises par Kapitza, comme c'est le cas pour Massot et al (3), Gollan et al (4), Hishburgh et al (5). Ces études donnent une prédiction améliorée de l'épaisseur du film (meilleure distribution des vitesses) et du coefficient de transfert de chaleur qui lui est lié, mais leur fiabilité est limitée à un intervalle restreint des Re. (Re 1000 dans le meilleur des cas).

Cette limitation du point de vue théorique a encouragé le développement de techniques plus ou moins complexes pour la mesure des épaisseurs de film. Hewitt (6) a mis au point une technique de mesure pour l'épaisseur de l'écoulement annulaire diphasique à l'intérieur des conduites, technique utilisant des sondes électriques à résistance ou à conductance. Théoriquement une telle méthode peut être étendue à d'autres types d'écoulement avec d'autres géométries de surface et de sondes.

Communément dans les condenseurs de surface, la vapeur se condense à l'extérieur et un film se forme sur la périphérie du tube.

Il s'agit, dans ce qui suit, d'adapter cette technique utilisée en diphasique d'un écoulement intérieur à un film de condensat se développant autour d'un cylindre. Cette méthode a été choisie à cause de sa simplicité relative pour l'utilisation sur une surface cylindrique.

2. BUT DE LA METHODE.

----- Le but de cette méthode est de tenter de mesurer la variation de l'épaisseur du film de condensat formé autour du tube de condensation. La technique est basée sur la relation qui existe entre l'épaisseur du film et sa résistance électrique. Celle-ci est alors déterminée en mesurant la chute de

potentiel dûe à la résistance de la portion de liquide se trouvant entre les pointes des électrodes montées à fleur de la surface du tube. Une représentation schématique du circuit est donnée sur la Fig.1. Les électrodes métalliques doivent être isolées l'une de l'autre. A cet effet un cylindre en plexiglas de diamètre requis sur lequel sont montées les sondes a été usiné pour être monté à la place du tube de condenseur. Une cellule de contrôle d'épaisseur de passage connue a été conçue et incluse dans le circuit, dans le but de vérifier la constance de la conductivité du liquide.

Les détails du tube en plexiglas avec soudes sont représentés sur la Fig.2.

3.0- Principe de la méthode et influence de paramètres divers:

Les sondes résistances consistent en deux tiges d'acier inoxydables montées à fleur de la surface sur laquelle l'écoulement du fluide se fait. Le liquide est caractérisé par sa résistance électrique R_p entre les bouts des deux tiges d'acier; la valeur de cette résistance dépend de l'épaisseur du film. Une résistance extérieure et variable R_E est montée en série avec R_p et le circuit est alimenté en courant alternatif pour éviter la polarisation de la surface des sondes ainsi que les problèmes de déviation dus à l'amplification subséquente du signal. L'amplificateur/rectificateur donne un signal redressé pouvant être mesuré à travers R_E (voir Fig.1).

En l'absence de film, $R_p = 0$ et la tension de sortie est égale à zéro.

La tension de sortie croît avec l'épaisseur de film (c'est à dire R_p décroît).

Nous avons:

$$\left. \begin{aligned} V_s &= i (R_p + R_E) \\ V_m &= i R_E \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

$$\frac{V_m}{V_s} = \frac{1}{1 + \frac{R_p}{R_E}} \quad (2)$$

ou V_s = tension d'alimentation

V_m = tension mesurée

R_E = résistance extérieure (variable)

R_p = résistance du film

De l'équation 2, on peut remarquer que si R_p/R_E est grand, la variation de R_p autour de R_p (c'est à dire la variation de

l'épaisseur du film) cause une variation presque linéaire de la tension de sortie. Il est conseillé de choisir la valeur de RE donnant une relation presque linéaire dans l'intervalle des épaisseurs de film que l'on veut mesurer.

3.1- Etalonnage des sondes:

Les sondes doivent être étalonnées avant usage. Une cellule d'étalonnage a été conçue dans laquelle est logée une reproduction exacte du cylindre expérimental. Une pente d'épaisseur connue a été usinée au dessus du cylindre, pour appliquer une épaisseur de film connue. De l'eau est ensuite forcée à travers la fente et le voltage correspondant relevé. Différentes profondeurs de fente dans le sens croissant ont été usinées pour couvrir un intervalle d'épaisseurs habituellement rencontré en condensation. La courbe d'étalonnage est représenté sur la Fig.3.

De cette figure on peut remarquer que sur un certain intervalle des épaisseurs de film (dans ce cas 0---0.5mm) la courbe est presque linéaire. Au delà de cet intervalle les sondes deviennent saturées et insensibles à tout accroissement de l'épaisseur de film.

Les relevés les plus fiables doivent se faire sur la partie presque linéaire de la courbe d'étalonnage.

3.2- Effet du diamètre de sonde et de la distance de séparation:

Ces paramètres influencent la réponse des sondes, celles-ci étant plus sensibles avec les petits diamètres et de petits espacements mais la saturation a lieu rapidement comme on peut le voir sur la Fig.4. Un grand nombre de combinaisons diamètre-espacement a été testé. La valeur recommandée du rapport l/d (espacement/ diamètre) est voisine de 4.

$$l/d = 4 \quad (3)$$

3.3- Effet de la température du fluide:

Les variations de température ont aussi un effet sur les sondes (voir Fig.5). On peut remarquer que pour des sondes d'espacement et de diamètre fixés la réponse augmente avec l'accroissement de la température du fluide dont on veut mesurer l'épaisseur.

3.4- Effect de la variation de conductivité:

Une variation de la conductivité du fluide influe sur la

réponse des sondes. Cependant cette variation n'est pas très importante et cet effet eut être corrigé en jouant sur la valeur de la résistance variable de façon à obtenir un voltage égal à celui obtenu sur la courbe d'étalonnage pour la valeur fixée sur la cellule de référence.

4. ECHANTILLON DE RESULTATS.

----- Le tube en plexiglas sur lequel sont montées les sondes est placé immédiatement en dessous d'un site à partir duquel des gouttes de condensat se détachent et viennent s'écraser sur le tube instrumenté. Le tube peut tourner de manière à positionner les sondes à un angle variant de 0---180 degrés par rapport à la verticale.

Les sondes sont reliées à un oscilloscope et à un enregistreur à ultraviolets étalonné et dont la vitesse de défilement est fixée en fonction de la fréquence des perturbations du film.

Bien que les résultats soient de nature plutôt qualitative, les traces montrées sur la Fig.6 pour les sondes placées directement en dessous d'un site du tube au dessus montre la variation du profil de l'onde passant sur les sondes.

L'épaisseur du film peut être lue directement sur ces traces en prenant une valeur moyenne entre les crêtes. On remarque que la perturbation est amortie à mesure que l'on s'éloigne du sommet du tube, (à mesure que l'angle augmente) jusqu'à une valeur approximative de 130 degrés après quoi les fluctuations redeviennent très intenses probablement à cause des ondes réfléchies résultant du détachement des gouttelettes de la partie inférieure du tube.

5. CONCLUSION.

----- A partir des résultats obtenus, on peut conclure que l'emploi des sondes à résistance pour la mesure de l'épaisseur d'un film peut donner des résultats de mesure satisfaisants quant à la précision, avec un temps de réponse suffisamment court pour tout écoulement d'intérêt pratique. Il est à noter cependant que la précision est liée au diamètre et à l'espacement des sondes. Pour de faibles diamètres la précision est meilleure mais les sondes sont vite saturées. Pour des diamètres plus importants la saturation est plus lente mais le résultat moins précis. Un compromis entre les deux cas a été établi; en outre il est recommandé de travailler sur la partie linéaire de la courbe d'étalonnage.

* B I B L I O G R A P H I E *

- 1/ KAPITZA, P.L:
"Wave Flow of Thin Layer of a Viscous Fluid"
Collected papers of P.L.Kapitza, Vol.II, 1983-1964
- 2/ FULFORD, G.D:
In "Advances in Chemical Engineering, T.B.Drew"
J.W. Hooper and T.H. Vermeulen eds., Vol.5, pp151-236
- 3/ MASSOT, C; IRANI, F & LIGHTFOOT, E.N:
"Modified Description of Wave motion in a Falling Film"
AICHE, Vol.12, 1966 pp 445-455
- 4/ GOLLAN, A & SIDEMAN, S:
"On the Wave Characteristics of Falling Films"
AICHE, Vol.15, 1969, pp 301-303
- 5/ HIRSHBURGH, R.I & FLOSCHVETZ, L.W:
"Laminar Wavy Film Flow"
part I & II, ASME J. Of Heat Transfer, Vol.104, 1982
- 6/ HEWITT, G.F:
"Measurement of Two Phase Flow Parameters"
Academic Press, London, 1978.

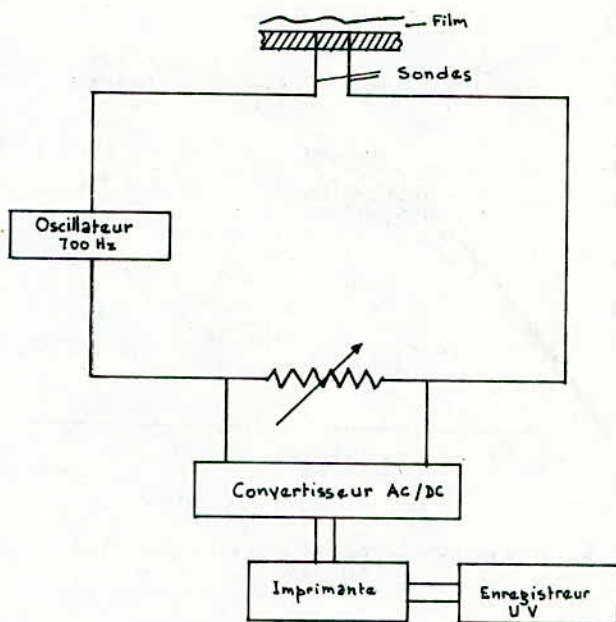


Fig.1: Circuit électrique de sondes

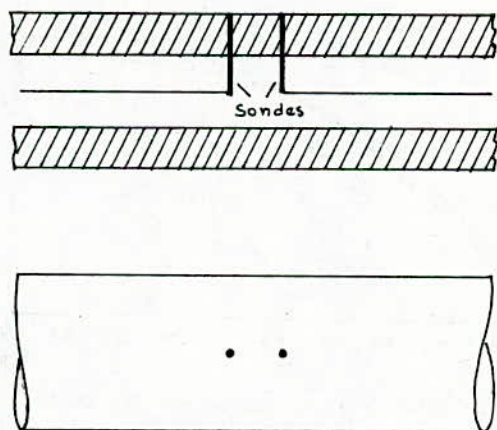


Fig.2: Montage des sondes sur le tube d'essai

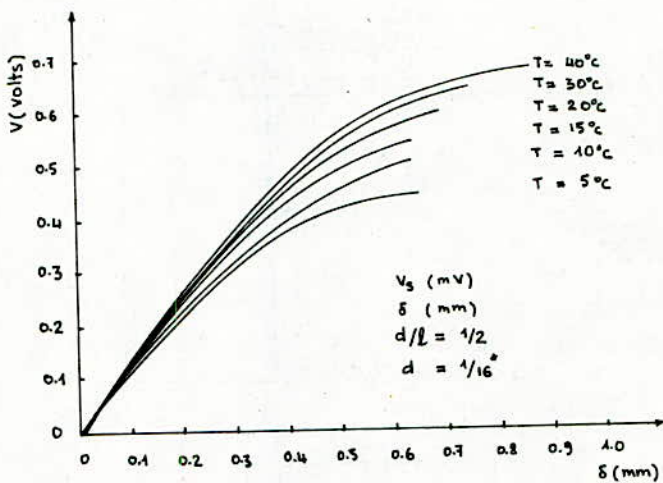


Fig.4: Effet de la variation de température sur la lecture des sondes.

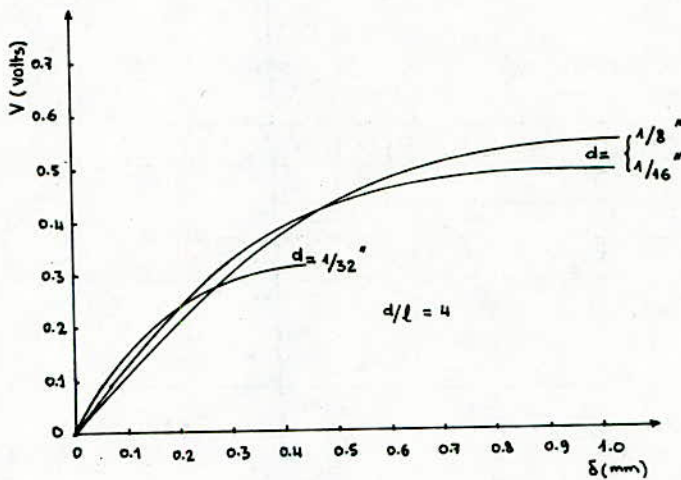


Fig.5: Effet de la géométrie sur les sondes.

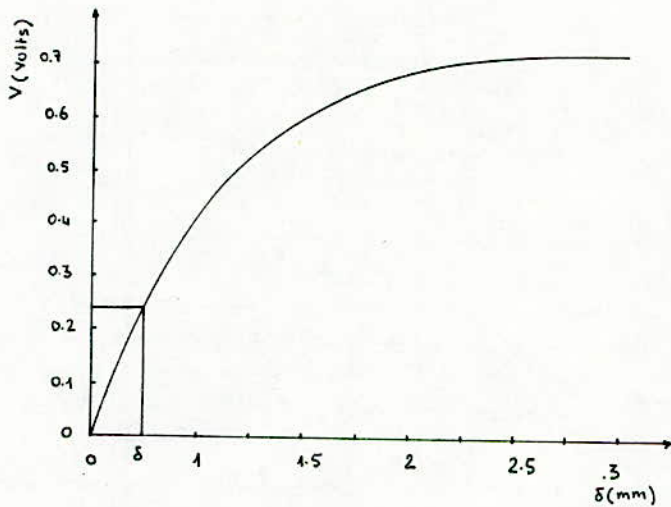


Fig.3: Réponse type des sondes.

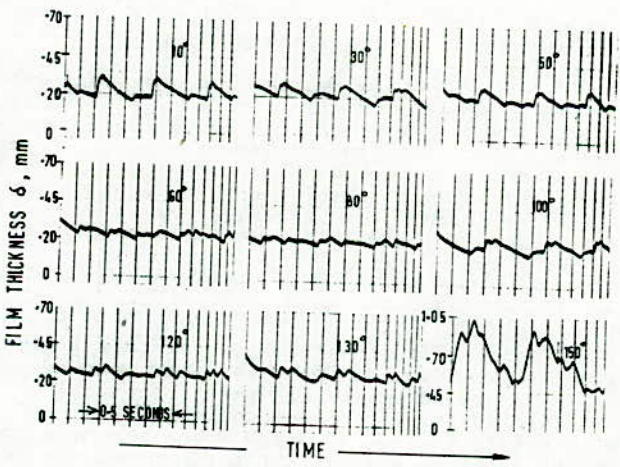


Fig.6: Trace du profil du film autour du cylindre expérimental.

CALCUL DE RESISTANCE DES MATRICES
DU FILAGE A CONTENEUR POLYGONAL

A. ELEOD, M.A
Ecole Nationale Polytechnique

المخلص.

عمليا لا توجد طرق صحيحة لحساب القوالب ذات المحتوى غير المعين. مثلاً في البحث 5، الكاتب يستعمل قوانين لامي 1 لاجاد القطر المكافئ. في هذا البحث، نقتراح طريقة خاصة لحساب القوالب ذات المحتوى الغير المعني. ترتكز هذه الطريقة على حل معادلات المرونة المستوية. وبهذه، نوجد توزيع الضغط ليس داخل و خارج المحيط فقط و لكن حتى في النقط الداخلية للقالب.

Abstract:

Practically, there exists no general methodes to correctly dimensionne matrices with arbitrary shape. For example, in Ref 5, the autor determines an equivalent diameter using Lamé's formulas 1. In this present study, we propose a computation method valid for matrices of arbitrary shape. The methode is based on the resolution of equations of plane elasticity. In this manner, we determine the stress distribution not only on the internal and external countour but also on the internal points of the matrix.

Résumé:

Il n'existe pratiquement pas de méthodes générales pour le dimensionnement correct des matrices à conteneur quelconque. Dans la Ref. 5 par exemple, l'auteur détermine un diamètre équivalent en utilisant les formules de Lamé 1. Dans cette présente étude, on propose une méthode de calcul valable pour les matrices à conteneur quelconque. La méthode est basée sur la résolution des équations de l'élasticité plane. On détermine ainsi la répartition des contraintes aussi bien sur les contour intérieur et extérieur qu'aux points intérieurs de la matrice.

1. Introduction

Parmi des procédés de la mise en forme des métaux, c'est le filage qui nécessite la plus grande pression spécifique. Cette pression a sa valeur maximale dans le conteneur et cette valeur dépasse la limite d'élasticité momentanée /autrement dit la contrainte d'écoulement/ du métal à déformer /voir la fig. 1./.

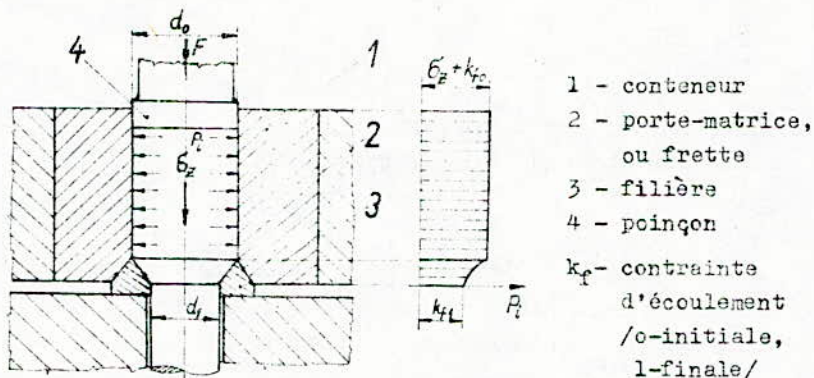


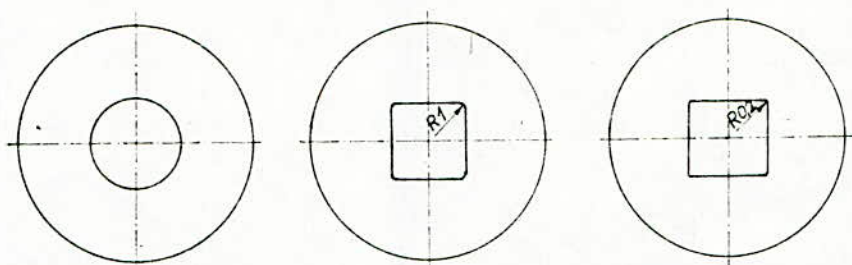
Fig. 1.

La répartition de la pression intérieure suivant la longueur de la matrice

La méthode normalisée du calcul de résistance des matrices cylindriques est basée sur la solution particulière des équations de l'élasticité plane /Lamé [1]/. Au cours des dernières années, cette méthode a été complétée par des nomogrammes [2], [3], qui tiennent compte du frottement et de la concentration de contrainte provoquée par la filière.

Dans le cas des matrices à conteneur non cylindrique, la concentration des contraintes modifie sensiblement l'état de contrainte et par conséquent les conditions de résistance, elles aussi seront modifiées.

On peut observer l'influence de la concentration des contraintes sur la sollicitation admissible d'une matrice à trou carré suivant la figure 2.



Sollicitation admissible par rapport à la matrice à conteneur cylindrique:

100%

48,2%

33,7%

Fig. 2.

Influence de la géométrie du conteneur sur la sollicitation admissible de la matrice [4]

En ce qui concerne le dimensionnement correct des matrices à conteneur quelconque, on peut constater qu'il n'y a pas de méthode générale à utiliser. La méthode proposée dans l'ouvrage [5] consiste à calculer un diamètre équivalent par les formules de Lamé, en fonction de la géométrie, et à déterminer un coefficient, dont la valeur doit augmenter l'écart entre la matrice et l'anneau de précontrainte, à cause de l'élasticité élevée de la matrice.

Dans cette étude on se propose d'élaborer une méthode de calcul, basée sur la résolution des équations de l'élasticité plane, à l'aide des fonctions potentielles complexes /méthode de Muskhelishvili [6] /. Cette méthode permet de déterminer la répartition des contraintes sur le contour intérieur et extérieur ainsi que dans les points intérieurs de la matrice.

En utilisant le critère de Mohr et limitant la résultante des contraintes maximales sur le contour intérieur par la

valeur de la contrainte admissible des matrices en acier à outil, on a établi - comme exemple - un nomogramme qui sert à dimensionner une matrice à trou hexagonal de côté donné, en fonction du rayon courbure et de la pression intérieure et extérieure.

2. Définition des conditions aux limites sur un domaine fini, doublement connexe. Modèle mathématique

On considère la section transversale de la matrice sur le plan ayant pour normal l'axe z comme un S domaine, doublement connexe /voir la fig. 3./. Supposons qu'il existe une fonction, $z = \omega(\zeta)$, qui transforme le domaine annulaire $S_1 \leq |\zeta| \leq 1$ sur le domaine S représenté, dans le plan z de la figure 3. et supposons que les sollicitations X_n et Y_n sur les contours L_1 et L_2 sont connues.

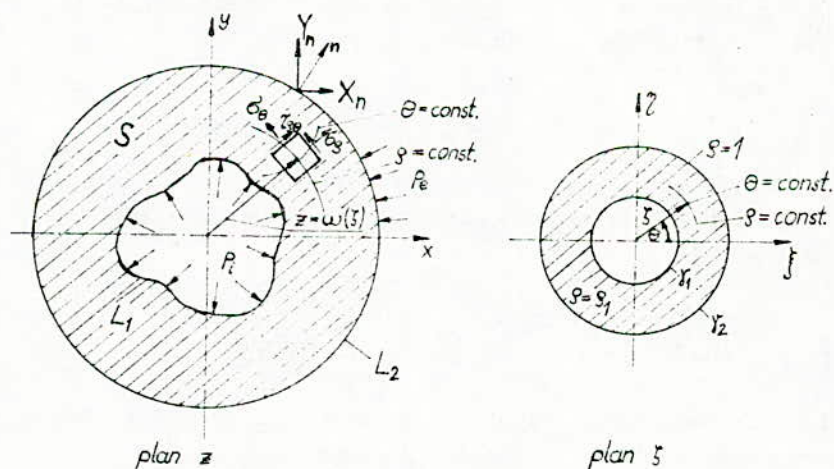


Fig. 3.

Notions principales sur le plan z et sur le plan de ζ

Selon Ugodcsikov [7], on peut écrire les équations des conditions aux limites sous la forme suivante:

$$\varphi(\zeta_k) + \frac{\omega(\zeta_k)}{\omega'(\zeta_k)} \bar{\varphi}(\bar{\zeta}_k) + \overline{\Psi(\zeta_k)} = f_k(\zeta_k) \quad \text{sur } \gamma_k \quad /1/$$

où ζ_k est le vecteur complexe de position sur les contours γ_1 et γ_2 : $\zeta_1 = \rho_1 e^{i\theta}$; $\zeta_2 = e^{i\theta}$ $k=1,2$

Dans l'équation /1/, $\varphi(\zeta_k)$ et $\Psi(\zeta_k)$ représentent les valeurs aux limites des potentiels complexes qui sont données sous forme de séries de Laurent :

$$\varphi(\zeta) = \sum_{n=-\infty}^{\infty} a_n \zeta^n \quad ; \quad \Psi(\zeta) = \sum_{n=-\infty}^{\infty} b_n \zeta^n \quad /2/$$

$\omega(\zeta_k)$ représente les valeurs de la fonction de transformation conforme sur γ_1 et γ_2 . Généralement :

$$\omega(\zeta) = \sum_{n=-\infty}^{\infty} C_n \zeta^n \quad /3/$$

$f_k(\zeta_k)$ représentent les fonctions qui tiennent compte de la sollicitation sur les contours γ_1 et γ_2 :

$$f_k(\zeta_k) = i \int_{\gamma_k} (X_n + i Y_n) ds \quad k=1,2 \quad /4/$$

Ces expressions doivent être données par leurs séries de Laurent :

$$f_1(\zeta_1) = \sum_{n=-\infty}^{\infty} B_n \zeta_1^n \quad ; \quad f_2(\zeta_2) = \sum_{n=-\infty}^{\infty} A_n \zeta_2^n \quad /5/$$

La solution de Muskhelishvili consiste à multiplier d'abord tous les termes de l'équation /1/ par un opérateur

$$\frac{1}{2\pi i} \cdot \frac{d\zeta_k}{\zeta_k - \zeta}$$

et ensuite à les intégrer sur γ_k ($k=1,2$) . Dans ce cas les intégrales deviennent de type de Cauchy qui s'intègrent

facilement. En prenant les valeurs conjuguées, on trouve:

$$\text{sur le } \gamma_1 : \quad \bar{\varphi}\left(\frac{s_1^2}{s}\right) + \frac{\bar{\omega}\left(\frac{s_1^2}{s}\right)}{\omega'(s)} \varphi'(s) + \Psi(s) = \bar{f}_1\left(\frac{s_1^2}{s}\right) + \bar{C}_1 \quad /6/$$

$$\text{sur le } \gamma_2 : \quad \bar{\varphi}\left(\frac{1}{s}\right) + \frac{\bar{\omega}\left(\frac{1}{s}\right)}{\omega'(s)} \varphi'(s) + \Psi(s) = \bar{f}_2\left(\frac{1}{s}\right) + \bar{C}_2 \quad /7/$$

Il y a donc deux équations, à deux inconnus, à résoudre. Si on prend la différence /6/-/7/ et on la multiplie par $s \cdot \omega'(s)$, on arrive à une équation où les coefficients de $\varphi(s)$ sont inconnus. En comparant les coefficients de deux côtés, on peut établir un système d'équations linéaires infini:

$$\sum_{n=-\infty}^{\infty} a_{-\nu+n} (1-s_1^{-2\nu+2n}) n C_n + \sum_{n=-\infty}^{\infty} a_{\nu+n} (1-s_1^{2n}) (\nu+n) \bar{C}_n - N \nu C_\nu =$$

$$= \sum_{n=-\infty}^{\infty} (\bar{A}_{n-\nu} - \bar{B}_{n-\nu} s_1^{2(n-\nu)}) n C_n \quad /8/$$

$$\text{et } N = \bar{B}_0 - \bar{A}_0 + C_1 - C_2 \quad \nu = -\infty \dots \infty \quad /9/$$

A l'aide des fonctions potentielles complexes, les contraintes s'écrivent sous les formes:

$$\sigma_\varphi(s) = \frac{1}{2} \operatorname{Re} [\Theta(s) - \Phi(s)] \quad /10/$$

$$\sigma_\theta(s) = \frac{1}{2} \operatorname{Re} [\Theta(s) + \Phi(s)] \quad /11/$$

$$\zeta_{3\theta}(s) = \frac{1}{2} \operatorname{Im} \Phi(s) \quad /12/$$

où les expressions des contraintes complexes sont:

$$\Theta(s) = 2 \left[\frac{\varphi'(s)}{\omega'(s)} + \frac{\overline{\varphi'(s)}}{\omega'(s)} \right] \quad /13/$$

$$\Phi(\xi) = \frac{2\xi^2}{\xi^2 \omega(\xi)} \left[\overline{\omega(\xi)} \left(\frac{\psi'(\xi)}{\omega(\xi)} \right)' + \psi'(\xi) \right] \quad /14/$$

3. Application numérique de la méthode de Muskhelishwili sur les matrices à conteneur polygonal

La méthode détaillée dans le chapitre 2. est utilisable pour une matrice à conteneur quelconque, y compris les matrices cylindriques et les matrices à trou non symétrique. Mais, quant à l'application numérique, il y a une différence entre les matrices non symétriques et celles qui ont au minimum un axe de symétrie. Dans ce dernier cas les coefficients C_n de la fonction de transformation sont réels. C'est pourquoi la solution numérique devient plus simple.

Dans la plupart des cas, les produits des différents procédés du filage, ils sont des pièces symétriques. Pour cette raison on ne s'occupe dans cette étude que des matrices à conteneur polygonal et symétrique.

3.1. Détermination de la fonction de transformation

La fonction de transformation conforme est définie généralement par sa série de Laurent /voir l'équation /3//. Il s'agit donc de la détermination des puissances et de leurs coefficients.

Dans les calculs pratiques, on préfère utiliser un polynome au lieu d'une série infinie. D'autre part, à cause de la symétrie, il n'y a que des coefficients bien distingués, les autres deviennent négligeables.

Pour les conteneurs polygonales et symétriques on a utilisé le polynome suivant, proposé par [7]:

$$\omega_n(\xi) = \sum_{k=0}^{-3} C_{qk+1} \xi^{qk+1} \quad /15/$$

Dans la formule, q indique le nombre des axes de symétrie, $q \geq 4$.

Dans ce cas on ne tient compte que d'un secteur qui caractérise suffisamment la géométrie de la matrice /voir la figure 4./.

Dans la formule /15/, C_1 est égal au rayon extérieur de la matrice, et les coefficients aux termes puissances négatives peuvent être déterminés par la formule suivante:

$$C_{qk+1} = \frac{1}{m(1-S_1^{2qm})} \sum_{j=1}^m \left\{ S_1^{-(qk+1)} \left[x_j \cos(-(qk+1)\theta_j) - y_j \sin(-(qk+1)\theta_j) \right] - \right. \\ \left. - S_1^{2qm} \left[v_j \cos(-(qk+1)\theta_j) - w_j \sin(-(qk+1)\theta_j) \right] \right\} \quad /16/ \\ k=-1...-3$$

Dans cette formule: $\theta_j = \frac{\pi}{2qm}(2j-1)$; $j=1...m$ /17/

$x_j ; y_j$ - sont les coordonnées des points du contour intérieur /voir la fig. 4./

$v_j ; w_j$ - sont les coordonnées des points du contour extérieur

m - le nombre des points considérés

Le rayon de transformation, S_1 , peut être déterminé par la formule /18/:

$$S_1 = \frac{\sum_{j=1}^m [x_j \cos(\theta_j) + y_j \sin(\theta_j)]}{\sum_{j=1}^m [v_j \cos(\theta_j) + w_j \sin(\theta_j)]} \quad /18/$$

Le secteur considéré dépend du nombre des axes de symétrie: de $\theta_j = 0$ à $\theta_j = \pi/q$.

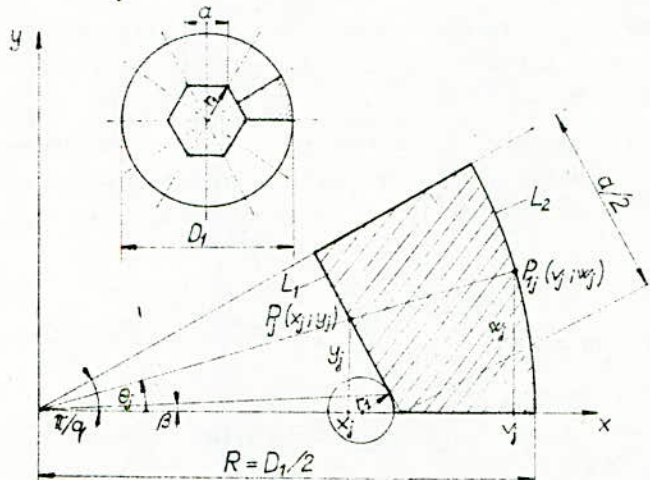


Fig. 4.

Le secteur considéré d'une matrice à contenu polygonal

Quant au nombre des points considérés, il faut que $\Delta\theta_j < \beta$, c'est à dire il nous faut en considérer au minimum un sur l'arc de courbure r_1 . D'autre part, on a constaté, que l'augmentation de m ne résulte pas d'amélioration de la transformation.

Quant à la qualité de la transformation, on remarque, que les points transformés par le polynome /15/ ne seront pas conformes aux points transformés par la fonction de transformation sous la forme d'une série infinie /3/, car:

$$\operatorname{Re} \omega_n(z) = \operatorname{Re} \omega(z) \quad \text{mais} \quad \operatorname{Im} \omega_n(z) \neq \operatorname{Im} \omega(z)$$

C'est pourquoi, dans la pratique, les points de $\omega_n(s, e^{i\theta_j})$ ne se trouveront pas sur le contour L_1 /voir la fig. 5./.

Pour éviter ce problème, en cas général, le [7] propose

d'utiliser une approximation successive des coefficients de la fonction de transformation.

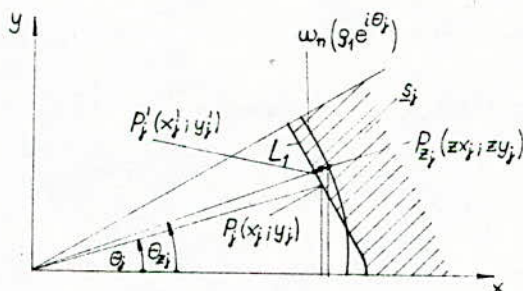


Fig. 5.

Détermination du vecteur différentiel du contour original et de la courbe transformée

Mais dans le cas des contours intérieurs polygonaux, grâce au nombre des axes de symétrie élevé, le premier terme de puissance négative de $\omega_n(\zeta)$ est prépondérant du point de vue de la transformation. Pour la valeur initiale de l'itération, on peut calculer les coefficients de $\omega_n(\zeta)$ à l'aide des formules /16/ et /18/, sur les points $P_j(x_j; y_j)$. Puis, en utilisant la fonction de transformation étant déterminée, on calcule les coordonnées des points transformés $P_{z_j}(zx_j; zy_j)$. En formant le vecteur différentiel \underline{s}_j entre $P_{z_j}(zx_j; zy_j)$ et $P'_j(x'_j; y'_j)$, on accepte le résultat de l'itération de C_{-q+1} si $\underline{s}_j \leq \xi$. Dans cette étude on a choisi $\xi = 1,5\%$ du côté du polygone.

3.2. Détermination des fonctions de l'intégrale de l'effort extérieur et intérieur

La sollicitation de la matrice est introduite dans les formules /1/, /6/ et /7/ par les expressions /4/ et /5/. Lors du calcul, il nous faut déterminer d'abord la valeur de l'intégrale /4/, puis les coefficients des polynômes qui

remplacent les séries infinies /5/.

En dérivant l'intégrale /4/, on trouve, que:

$$f'(z) dz = i(X_n + iY_n) ds \quad /19/$$

En utilisant les égalités suivantes:

$$dz = \omega'(z) dz ; \quad ds = \frac{dz}{ie^{i\alpha}} ; \quad e^{i\alpha} = \frac{\omega'(z)}{g|\omega'(z)|}$$

on peut écrire l'équation /19/ sous cette forme:

$$f'(z) = (X_n + iY_n) \frac{g}{\omega'(z)} |\omega'(z)| \quad /20/$$

S'il n'y a que de la pression sur les contours, il est possible de déterminer $(X_n + iY_n)$ par les contraintes, dans un système des coordonnées orthogonales:

$$X_n + iY_n = (\sigma_g + i\tau_{g\theta}) e^{i\alpha} \quad /21/$$

En remplaçant /21/ à /20/, on trouve la fonction dérivée de l'effort extérieur:

$$f'(z) = (\sigma_g + i\tau_{g\theta}) \omega'(z) \quad /22/$$

Lors du filage, la pièce ne tourne pas dans la matrice, donc on considère que $\tau_{g\theta} = 0$. Sur le contour intérieur il n'y a que la pression intérieure et sur le contour extérieur la pression extérieure /voir la fig. 3./, alors les fonctions $f(z_1)$ et $f(z_2)$ s'écrivent:

$$f(z_1) = -p_i \omega(z_1) = -p_i \sum_{k=0}^{-3} C_{qk+1} \bar{z}_1^{qk+1} = \sum_{k=0}^{-3} B_{qk+1} \bar{z}_1^{qk+1} \quad /23/$$

$$f(z_2) = -p_e \omega(z_2) = -p_e \sum_{k=0}^{-3} C_{qk+1} \bar{z}_2^{qk+1} = \sum_{k=0}^{-3} A_{qk+1} \bar{z}_2^{qk+1} \quad /24/$$

3.3. Détermination des coefficients des fonctions potentielles complexes, $\varphi(\zeta)$ et $\Psi(\zeta)$

Pour déterminer les coefficients de la fonction $\varphi(\zeta) = \sum_{n=-\infty}^{\infty} a_n \zeta^n$, il nous faut résoudre le système d'équations linéaire /8/.

En ce qui concerne l'équation des constantes /9/, on sait, que $A_0 = B_0 = 0$, ensuite s'il n'y a pas d'effort extérieur, c'est à dire $p_i = 0$ et $p_e = 0$, il n'y a pas de contrainte dans la matrice non plus, donc $C_1 = C_2 = 0$.

On a vu déjà, que dans le cas des matrices symétriques, les coefficients de la fonction de transformation sont réels. Par conséquent $\alpha_n = \bar{\alpha}_n = \alpha_n$, $\beta_n = 0$.

Dans le cas des matrices polygonales, la fonction de transformation est un polynome /voir l'équation /15//. Donc les indices de C_n sont bien déterminés: $n = qk + 1$, $k = -3 \dots 0$.

Selon les équations /23/ et /24/ les indices des coefficients A et B varient de la même façon: $n - \nu = qk + 1$, $k = -3 \dots 0$.

Finalement on peut limiter le nombre d'équation à résoudre, qui s'écrivent sous la forme suivante:

$$\sum_{k=-3}^0 a_{-\nu+qk+1} (1 - S_1^{2(-\nu+qk+1)}) (qk+1) C_{qk+1} + \sum_{k=-3}^0 a_{\nu+qk+1} (1 - S_1^{2(qk+1)}) (\nu+qk+1) C_{qk+1} \\ = \sum_{k=-3}^0 (A_{qk+1-\nu} - B_{qk+1-\nu} S_1^{2(qk+1-\nu)}) (qk+1) C_{qk+1} \quad /25/$$

$$\nu = -3q \dots 3q$$

La solution du système d'équation fini converge vers la solution du système infini /8/, si la condition suivante est satisfaite [7]:

$$\frac{1}{2} \sum_{k=-3}^0 |qk+1| \left| \frac{C_{qk+1}}{C_1} \right| < 1 \quad /26/$$

Dans notre cas, il y a donc 7 équations à résoudre, et ce système satisfait le critère /26/. On trouve $\Psi(\xi)$ sous la forme suivante:

$$\Psi(\xi) = \sum_{k=-3}^3 a_{qk+1} \xi^{qk+1} \quad /27/$$

Après avoir déterminé $\Psi(\xi)$, on peut remplacer son expression dans l'équation /6/ ou /7/ et on trouve $\Psi(\xi)$ en forme fermée.

4. Résultats

Pour le calcul numérique on a élaboré un programme en Basic sur un micro-ordinateur. Ce programme nous permet de déterminer les contraintes dans la matrice point par point.

On a traduit les résultats sur les figures 6. et 7.

Dans le cas de la matrice considérée, la figure 6. montre la répartition des contraintes sur les contours. On peut démontrer généralement, que la contrainte maximale est celle qui est tangentielle et qui atteint sa plus grande valeur sur le contour intérieur, aux coins.

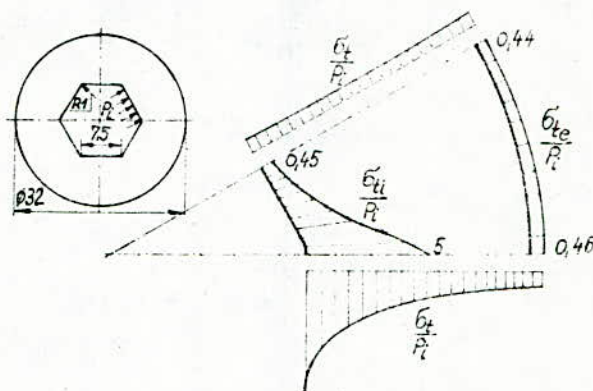


Fig. 6.

La répartition des contraintes sur les contours d'un secteur de la matrice

La figure 7. représente la variation de la pression admissible maximale $/p_{\max}/$ en fonction du rayon courbure et du diamètre extérieur de la matrice.

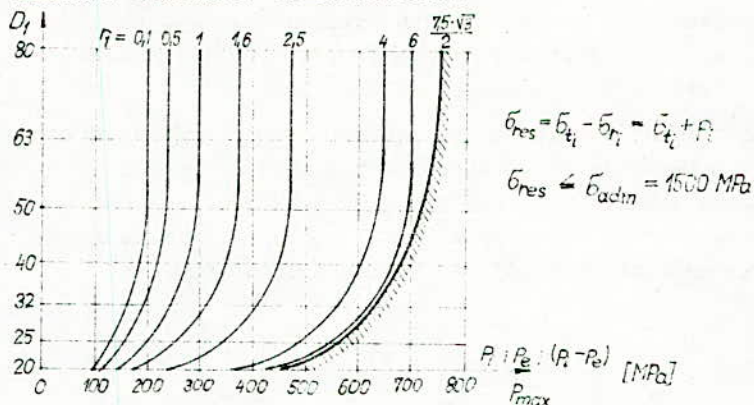


Fig. 7.

La pression admissible maximale de la matrice considérée

En utilisant une pression extérieure /précontrainte ou pression de serrage/, il est possible d'augmenter la pression intérieure admissible. Mais la pression extérieure, elle aussi, est limitée par la contrainte admissible de la matrice, ayant provoqué le même résultat absolu que la pression intérieure sur le contour intérieur.

On a observé, que la résultante des contraintes $\sigma_r = \sigma_{t_i} - \sigma_{r_i}$ est proportionnel à la différence des pressions $(p_i - p_e)$. Donc les variations admissibles des pressions sont les suivantes:

$$p_i = 0 \dots p_{\max}$$

$$p_e = 0 \dots p_{\max}$$

$$(p_i - p_e) = 0 \dots p_{\max}$$

Cette dernière observation, en cas de la pression extérieure, nous permet d'augmenter la pression intérieure jusqu'à $2p_{\max}$.

Les courbes de la pression admissible tendent asymptotiquement vers des valeurs constantes. Cela signifie que l'augmentation du diamètre extérieure ne résulte plus l'augmentation de la pression admissible. Ce phénomène affirme la possibilité d'optimiser le dimensionnement des matrices à trou polygonal [8].

Il nous faut mentionner également, que le dimensionnement précis nécessite l'étude de l'état de déformation de la matrice aussi, parce que cette déformation, à cause de l'épaisseur variable de la matrice, se produit de façon différente de celle d'une matrice cylindrique.

Bibliographie

- [1] Lamé, Clapeyron: Mémoire sur l'équilibre intérieure des corps solides homogènes. Journal für die reine und angewandte Mathematik, Berlin 1831, p: 145-169; 237-252; 381-413.
- [2] Geiger, M. et Lange, K.: Neue Möglichkeiten zur Auslegung vorgespannter Fließpressmatrizen. Drath 29 /1978/ 8, p: 442-447.
- [3] Krämer, G.: Beitrag zur beanspruchungsgerechneten Auslegung von rotationssymmetrischen Fließpressmatrizen. /Berichte aus dem Institut für Umformtechnik Universität Stuttgart, Herausgeber: Prof. Dr.-Ing. K. Lange/. Giradet, 1979.
- [4] Slutas, J. et Stören, S.: Controlles Fracturing of Cold Forging Dies. Technical Presentation at ICFG Plenary Meeting, Paris 1976.
- [5] Burgdorf, M.: Fließpressgerechte Gestaltung von Werkstücken. W.T. 1973. 27. p: 387-392.
- [6] Muskhelishvili, N.I.: Some Basic problems of the mathematical theory of elasticity. Fundamental equations, plane theory of elasticity, torsion and bending. Ltd Groningen Nordhoff, 1953.
- [7] Ugocsikov, A.G. et Szyepanov, A.E.: A rugalmasságtan síkfeladatainak megoldása analóg és digitális számítógépeken /Résolution des problèmes de l'élasticité plane sur l'ordinateur analogue et digital. Traduction hongroise/ Tankönyvkiadó, Budapest, 1978.
- [8] Hamidi, Zoubir: Dimensionnement des matrices de filage à froid à conteneur non cylindrique. Projet de fin d'études, 1986. ENP d'Alger.

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE

THESE DE MAGISTER

COMMANDE DE LA VITESSE D'UN MOTEUR ASYNCHRONE
PAR LES VARIABLES ROTORIQUES

HEMICI Boualem M. A. S.
BARSKI Zdzislaw Professeur

DEPARTEMENT DE GENIE ELECTRIQUE - LABORATOIRE DE MACHINES

ملخص

تغيرات سرعة محرك حثي مرتبطة بعاملين : التردد والانزلاق. بالنسبة للمحركات ذات حلقات انزلاق ، هناك امكانية التأثير على الانزلاق باستعمال المقومات الشبة موصلة وذلك بتغيير عوامل العضو الدوار : اما باسترجاع قدرة العضو الدوار او باستهلاكها .

RESUME

La variation de la vitesse d'un moteur asynchrone est liée à deux paramètres : la fréquence et le glissement .

Pour les moteurs à bagues, une possibilité d'action sur le glissement en utilisant des semi-conducteurs peut être effectuée par la variation des paramètres rotoriques: soit par une récupération de l'énergie du rotor, en utilisant un onduleur non autonome, soit par sa dissipation dans une résistance, et ce par l'intermédiaire d'un hacheur à transistors.

ABSTRACT

The speed variation of an induction motor is related to two parameters: frequency and slip .

For rings motors, a possibility of action on the slip using semiconductors could be realised with variations of rotor parameters: either by rotor energy recovery using inverter or by dissipation of energy in resistance using transistor chopper.

NOTATIONS

- $R_f (L_f)$: résistance (inductance) de la self de lissage .
- $R_1 (X_1)$: résistance (réactance) de l'enroulement statorique ramenée au rotor .
- $R_2 (X_2)$: résistance (réactance) de l'enroulement rotorique .
- X_M : réactance magnétisante du moteur .
- X_{lm} : réactance provoquant la chute de la tension à la commutation entre deux diodes .
- $\phi (\alpha)$: angle d'amorçage de l'onduleur (rapport cyclique du hacheur) .
- I_2 : courant dans une phase rotorique .
- I_C : courant continu à la sortie du redresseur .
- E : tension à la sortie du redresseur quand le rotor est à l'arrêt .
- V_0 : tension d'entrée au niveau de l'onduleur .
- $U_\phi (U_\alpha)$: tension de commande de l'onduleur (du hacheur) .
- Γ : couple développé par le moteur .
- ω : pulsation du courant .
- g : glissement du moteur .
- $\Omega_r (\Omega_s)$: vitesse angulaire du rotor (du champ tournant) .
- J : moment d'inertie des parties tournantes .
- f : coefficient de frottement angulaire du système .
- a : rapport de transformation stator - rotor , à l'arrêt, du moteur .
- $F_1(p)$: fonction de transfert correspondant au système de mesure et de filtrage du courant .
- $F_2(p) (F_3(p))$: fonction de transfert du régulateur de courant (de vitesse) .
- $K(p)$: fonction de transfert de la mesure de la vitesse avec atténuation et filtrage .
- $T_E (T_f)$: constante de temps électrique du système cascade par récupération (par dissipation) de l'énergie rotorique .

INTRODUCTION

L'étude de la variation de vitesse du moteur asynchrone fait, actuellement, l'objet d'une recherche approfondie.

Les méthodes de contrôle de cette vitesse sont très diverses. Celles qui utilisent les paramètres rotoriques trouvent comme domaines d'application favoris: ceux des grandes puissances | 1 |, | 2 | et | 3 |.

Le support expérimental de notre étude s'appuie sur deux montages que nous avons réalisés au laboratoire "Machines" du département de Génie Electrique de l'Ecole Nationale Polytechnique. Ces montages sont: la "cascade hyposynchrone" et la cascade par dissipation de l'énergie rotorique.

Le choix de l'élément redresseur entrant dans la constitution des convertisseurs statiques, et notamment dans le cas de la cascade par dissipation de l'énergie rotorique, tient compte des difficultés de l'étude et de la conduite du fonctionnement qu'introduiraient les uns et les autres.

Pour chaque montage, nous établissons un modèle continu et en déduisons les caractéristiques statiques et dynamiques propres.

Les éléments de régulation sont déterminés en considérant les points de fonctionnement et en utilisant le principe de compensation des constantes de temps "dominantes".

1 Etude du Groupe Moteur - Redresseur

L'introduction d'un redresseur à diodes dans le rotor engendre des harmoniques de courant.

En effet, si le lissage (par l'intermédiaire d'une self) est parfait et si la commutation entre deux diodes est instantannée alors le courant dans le rotor sera constitué par des ondes carrées de 120° séparées de 60° .

Le développement en série de Fourier de ces ondes donne :

$$I = I_2 \cos(\omega t) + \sum_{k=1}^{\infty} I_2 \cos[(6k \pm 1) \omega t]$$

où ω est la pulsation du courant rotorique.

En négligeant la variation de la résistance en fonction de la fré-

quence, les pertes dans le rotor sont données par :

$$P = 3 R_2 I_2^2 \left[1 + \sum_{k=1}^{\infty} \frac{1}{(6k \pm 1)^2} \right] = 3 R_2 I_2^2 \frac{\pi}{9}$$

(avec $\frac{\pi}{9} = 1,09$)

Ce résultat permet de conclure que les pertes joules supplémentaires dans le rotor ne dépassent pas 10% de la valeur calculée en ne tenant compte que du fondamental.

1.1 effets des harmoniques de courant

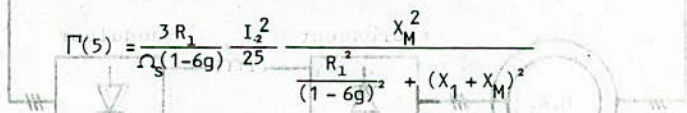
Les harmoniques de courant dans le rotor induisent des courants dans le stator.

Les valeurs efficaces de ces courants induits sont données par :

$$I_{1,k} = \frac{I_2}{k} \sqrt{\frac{R_1^2}{[1-g(1-\varepsilon k)]^2} + (X_1 + X_M)^2} \quad I_{1,k} = 0 \quad \text{pour } g = \frac{1}{1-\varepsilon k}$$

avec $\varepsilon = +1$ pour $k = 6m+1$ et $\varepsilon = -1$ pour $k = 6m-1$.

Pour les harmoniques de couple engendrés, nous pouvons ne considérer que celui lié à l'harmonique de courant de rang 5 ; les autres étant bien moins importants. La valeur de ce couple est donnée par :



$$\Gamma(5) = \frac{3 R_1}{\Omega_s (1-6g)} \frac{I_2^2}{25} \frac{X_M^2}{R_1^2 + (1-6g)^2 + (X_1 + X_M)^2}$$

En considérant le couple engendré par le courant fondamental et dont la valeur est donnée par :

$$\Gamma(1) = \frac{3 R_1}{\Omega_s g} \frac{I_2^2}{25}$$

nous pouvons alors, à partir de l'expression du rapport $\Gamma(5) / \Gamma(1)$, évaluer l'effet de ce couple parasite d'ordre 5.

$$\frac{\Gamma(5)}{\Gamma(1)} = \frac{g}{(1-6g)^2} \frac{1}{25} \frac{X_M^2}{\frac{R_1^2}{(1-6g)^2} + (X_1 + X_M)^2}$$

Dans le cas de notre machine, le maximum de ce rapport est obtenu pour $g = 1/6$ et ne dépasse pas 20% ; Voir figure ci-contre :

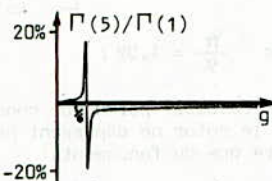


Fig. 1 : couple parasite de rang 5 .

1.2 effet de la commutation du redresseur

Du fait de la présence de réactances dans les phases du rotor, la commutation entre deux diodes ne peut être instantanée. Nous obtenons alors, durant les intervalles de commutations, une chute de tension ΔU à la sortie du redresseur de valeur :

$$\Delta U = \frac{3\omega L I_c}{\pi} = X_{lm} I_c$$

2 Etude de la Cascade Hyposynchrone

Le schéma synoptique du montage est donnée par la figure 2 .

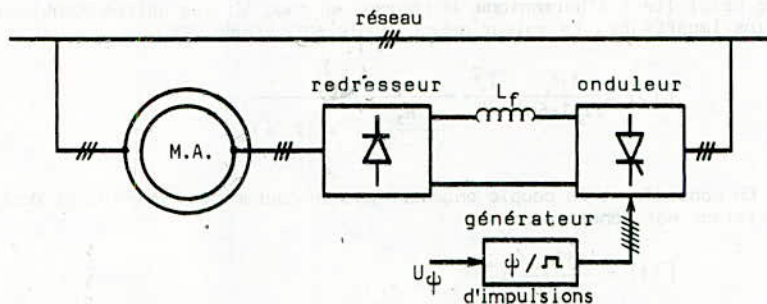


Figure 2 : schéma synoptique de la cascade hyposynchrone.

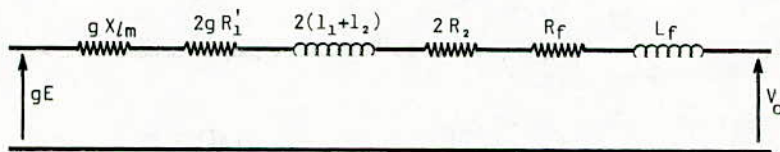
L'étude de la cascade hyposynchrone et de ses performances a déjà été

traitée par plusieurs auteurs (|11| à |15|) .

L'étude que nous faisons utilise la fonction de transfert, linéarisée, du système global.

2.1 établissement d'un modèle continu

En tenant compte de toutes les chutes de tension et du schéma équivalent par phase du moteur, nous obtenons le modèle "continu" représenté par la figure 3.



où $E = \frac{3\sqrt{6}}{\pi} \frac{V_1}{a}$

et

$$V_o = \frac{3\sqrt{6}}{\pi} V_1 \cos \phi$$

Figure 3 : modèle continu de la cascade hyposynchrone .

En négligeant les chutes de tension primaires, le régime statique correspondant au circuit ci-dessus est donné par :

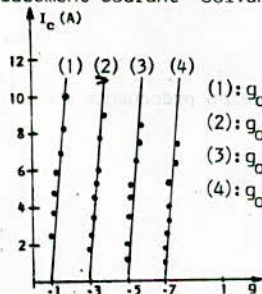
$$g = g_o + K_t I_c$$

avec $g_o = -a \cos(\phi)$

et

$$K_t = \frac{\pi a (2R_2 + R_F)}{3\sqrt{6} V_1}$$

Les résultats théoriques et expérimentaux donnent les caractéristiques "glissement-courant" suivantes :



De ces tracés il apparaît nettement la bonne concordance entre les relevés expérimentaux et les courbes théoriques correspondantes .

... : mesures expérimentales
 — : courbes théoriques .

Fig. 4 : caractéristiques glissement - courant, pour différentes valeurs de g_o .

2.2 fonction de transfert pour les petites variations (autour d'un point de fonctionnement)

L'analyse, en régime libre, du transitoire de la cascade, à partir du modèle de connaissance, est très difficile. Néanmoins, une fonction de transfert pour les petites variations, qui peut être déduite de ce modèle de connaissance, permet une étude plus simple et efficace de ces régimes.

En utilisant le modèle continu, en régime dynamique, nous pouvons écrire :

$$gE = (R + Lp) I_C + V_0 \quad \text{et} \quad \Delta I_C (f + j\omega p) = \Gamma - \left[\frac{E}{\Omega_s} \right]$$

avec $\Gamma = E I_C / \Omega_s$ et $V_0 = G U \phi$

Après linéarisation, ces équations se traduisent par le schéma fonctionnel de la figure 5.

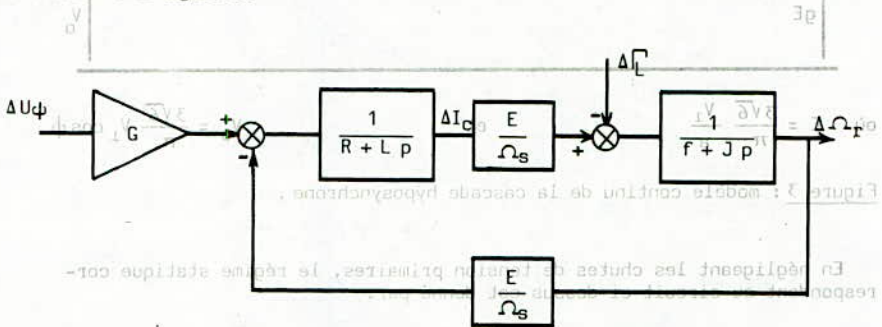
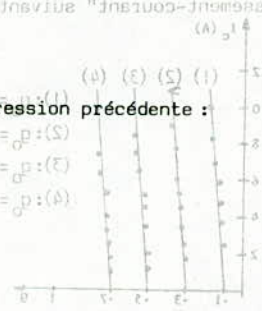


Figure 5 : schéma fonctionnel correspondant au modèle linéarisé.

La fonction de transfert est donnée par :

$$\Delta \Omega_r = \frac{G \frac{E}{R \Omega_s} \Delta U \phi - (1 + T_e p) \Delta \Gamma}{f \left[(1 + T_e p)(1 + T_m p) + \frac{E^2}{\Omega_s^2 f R} \right]}$$

soit encore, en mettant sous forme canonique l'expression précédente :



$$\Delta \Omega_r = \frac{-93,3 \Delta U_\psi - 0,84 (1 + T_e p) \Delta \Gamma}{1 + \frac{2\varepsilon}{\omega_o} p + \frac{1}{\omega_o^2} p^2}$$

La méthode de synthèse de régulateur utilisée est celle de la comparaison des constantes de temps dominantes. Les constantes de temps sont :
 où les paramètres amortissement, pulsation propre et constante de temps T_e ont, dans le cas de notre machine, les valeurs calculées respectives suivantes :
 Le diagramme fonctionnel avec les blocs régulateurs et les blocs des mesures avec traitement est celui donné par la figure ci-dessous :

$$\varepsilon = 1,1 \quad ; \quad \omega_o = 23,7 \text{ rd/s} \quad \text{et} \quad T_e = 19,2 \text{ ms}$$

Pour l'établissement de ce modèle nous avons négligé les chutes de tension provoquées par les diodes, les thyristors et le filtre. En considérant ces paramètres, nous aboutissons à un modèle corrigé de même type avec cependant pour valeurs d'amortissement et de pulsation propre :

$$\varepsilon = 1,75$$

et

$$\omega_o = 20,9 \text{ rd/s}$$

Les figures 6 et 7 représentent les réponses à un échelon de vitesse en fonctionnements à vide et en charge.

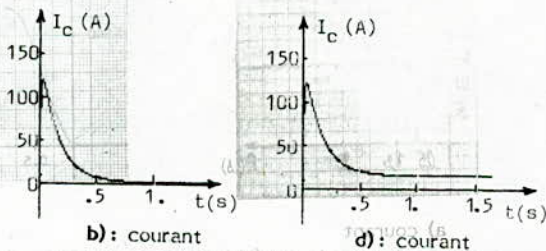
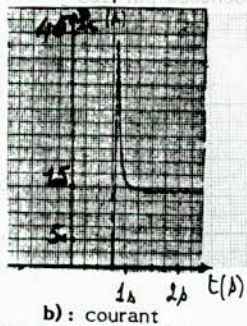
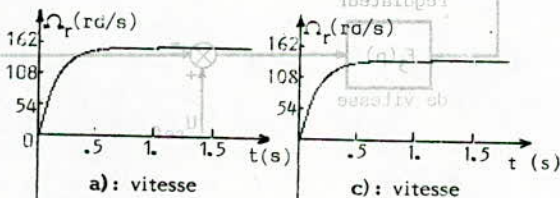
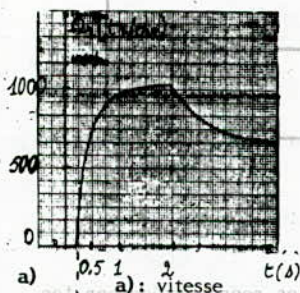


Fig.6 : essais expérimentaux en charge.

Fig.7 : résultats théoriques [fonctionnement à vide: a) et b); en charge: c) et d)]

Nous aboutissons à des performances statiques et dynamiques de fonctionnement telles que nous les désirons. Le courant évolue sans pour autant dépasser une valeur limite affichée. Le système est stable et accepte toutes les manœuvres prohibitives sans régulation.

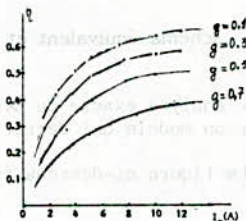
2.4.1 performances de la cascade hyposynchrone

Le rendement de la cascade hyposynchrone est inférieur à celui du moteur asynchrone. Cette diminution est causée par les pertes supplémentaires qui s'ajoutent à celles du moteur et qui sont dues :

- aux harmoniques ,
- aux semi-conducteurs et à la commutation ,
- au filtre .

La figure ci-contre représente le rendement en fonction du courant I_C pour différentes valeurs du glissement .

Figure 10: $\eta = F(I_C)$,
pour différentes
valeurs de g .



2.4.2 facteur de puissance

Le facteur de puissance de la cascade est plus faible que celui du moteur seul. Ceci est dû essentiellement à l'énergie réactive échangée entre l'onduleur et le réseau.

La figure ci-contre représente les courbes du facteur de puissance en fonction du courant I_C pour différentes valeurs du glissement. Ce facteur peut être amélioré en insérant un transformateur, de rapport "a", entre l'onduleur et le réseau.

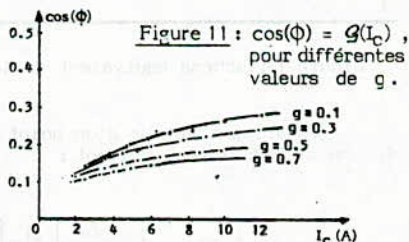


Figure 11: $\cos(\phi) = G(I_C)$,
pour différentes
valeurs de g .

3 Cascade avec Dissipation de l'Energie Rotorique

Le schéma synoptique du montage est donné par la figure ci-après.

Plusieurs publications [4] à [9] ont été faites sur l'étude de la cascade par dissipation de l'énergie dans une résistance variable par un hacheur à thyristor. Le montage que nous étudions utilise un hacheur à transistor de puissance. Notre choix pour cette technologie se justifie

- par l'absence totale de circuit auxiliaire d'extinction et
- par la compatibilité avec les hautes fréquences de hachage (17 kHz).

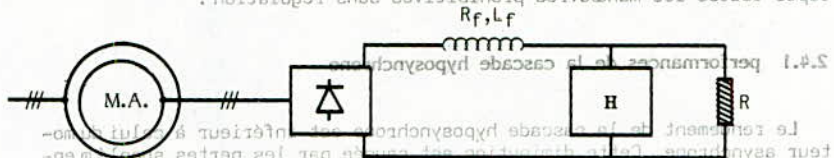


Figure 12: schéma synoptique de la cascade à dissipation de l'énergie rotorique.

3.1 schéma équivalent et modèle continu

L'analyse exacte du système est très délicate. Ceci nous amène à établir un modèle qui décrit d'une manière approximative ce système.

La figure ci-dessous représente le schéma équivalent du système :

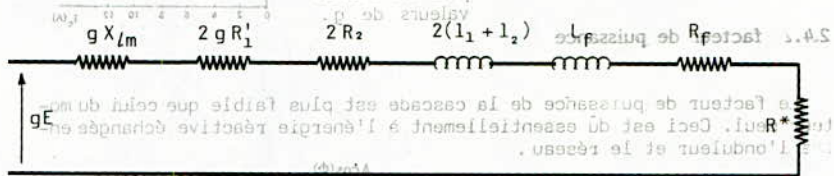


Figure 13: schéma équivalent de la cascade à dissipation.

En linéarisant autour d'un point de fonctionnement, nous obtenons le diagramme fonctionnel suivant :

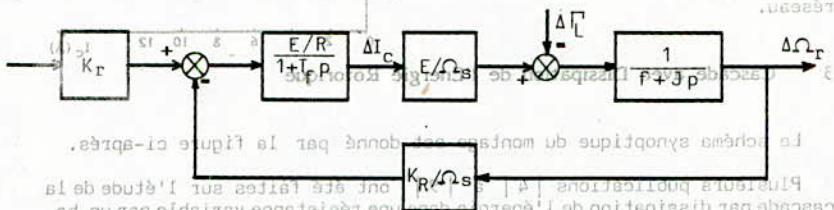


Figure 14: diagramme fonctionnel du modèle continu linéarisé de la cascade à dissipation.

3.2 fonction de transfert

Du diagramme fonctionnel précédent nous déduisons la fonction de transfert suivante :

$$\Delta \Omega_T = \frac{(E^2 K_R) / (\Omega_S R F)}{(1 + T_m p)(1 + T_f p) + (E^2 K_R) / (\Omega_S R F)}$$

pour un couple constant

et

$$\Delta \Omega_T = \frac{- (1 + T_f p) \Delta \Gamma_L}{(1 + T_m p)(1 + T_f p) + (E^2 K_R) / (\Omega_S R F)}$$

pour une référence vitesse constante.

avec

$$K_R = \frac{1}{G U_{\alpha_0}}$$

et

$$K_T = \frac{-g_0}{G U_{\alpha_0}}$$

La constante de temps électrique T_f est de 10 ms.

Pour le point de fonctionnement ($g_0 = 0.4$, $U_{\alpha_0} = 7.5$ Volts), la fonction de transfert peut se mettre sous la forme :

$$\Delta \Omega_T = \frac{8.0 \Delta \Gamma_L}{1 + \frac{2 \mathcal{E}}{\omega_0} p + \frac{p^2}{\omega_0^2}}$$

pour un couple constant

$$\Delta \Omega_T = \frac{\Delta \Gamma_L}{1 + \frac{2 \mathcal{E}}{\omega_0} p + \frac{p^2}{\omega_0^2}}$$

pour une référence vitesse constante.

L'amortissement et la pulsation propre ont pour valeurs :

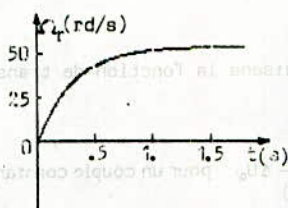
$$\mathcal{E} = 2.85$$

et

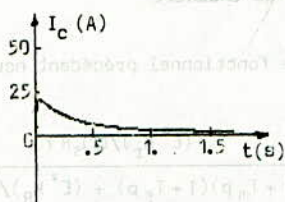
$$\omega_0 = 17.5$$

Les courbes ci-après représentent les réponses à l'échelon de couple et à l'échelon de vitesse. On constate que le système ne doit fonctionner que pour des charges réduites.

Figure 12 : réponses indicielles à des échelons de couple ou des échelons de vitesse.

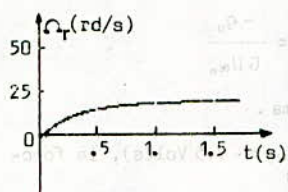


a) vitesse

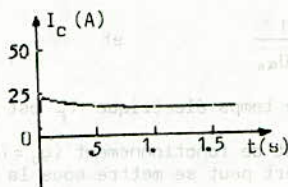


b) courant

Réponses indicielles ($\Delta U = 7,5 \text{ V}$) à vide ($\Delta \Gamma_L = 0$)

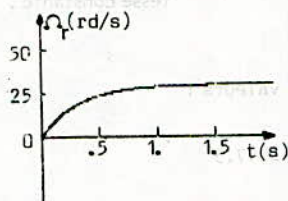


a) vitesse

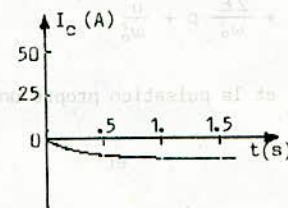


b) courant

Réponses indicielles ($\Delta U = 7,5 \text{ V}$) en charge ($\Delta \Gamma_L = 12 \text{ Nm}$)



a) vitesse



b) courant

Réponses à une "perturbation" de couple ($\Delta \Gamma_L = -12 \text{ Nm}$; $\Delta U = 0$)
(initialement en pleine charge, le système subit une décharge brusque).

Figure 15 : réponses indicielles à des échelons de couple ou des échelons de vitesse.

3.3 étude en boucle fermée

L'introduction d'un régulateur, à actions proportionnelle et intégrale, permet d'accélérer les transitoires de la vitesse et, en régime permanent, de rendre cette dernière indépendante des "perturbations" sur le couple de charge.

Les paramètres de ce régulateur se déterminent à partir des performances désirées et par l'application du principe de la compensation de la constante de temps dominante.

Le diagramme fonctionnel est donné par le schéma de la figure 16.

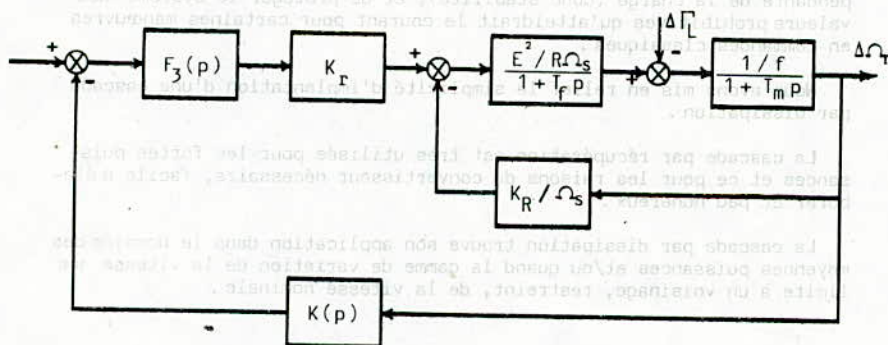


Figure 16: diagramme fonctionnel du modèle continu linéarisé de la cascade à dissipation, avec introduction d'une régulation de vitesse.

La vitesse minimale de ce système est limitée. Le démarrage du moteur doit être effectué quand le transistor n'est pas alimenté.

Si le rendement de ce montage est faible, son coût peu honoreux le rend tout de même intéressant pour les domaines de moyennes puissances et/ou dans les cas où les gammes de variation de la vitesse se situent au voisinage de la vitesse nominale.

CONCLUSION

L'introduction d'un régulateur à actions proportionnelle et intégrale permet d'accélérer les transitoires de la vitesse et, en régime permanent, nous avons dans une première étape mis en évidence l'effet des harmoniques sur le fonctionnement du moteur.

Après présentation de la cascade hyposynchrone, variateur de vitesse intéressant de par la simplicité du système convertisseur (onduleur non autonome; donc coût peu élevé), nous avons implanté un régulateur de vitesse et un régulateur de courant avec limitation.

Ceci nous a permis de rendre, en régime permanent, la vitesse indépendante de la charge (donc stabilité), et de protéger le système des valeurs prohibitives qu'atteindrait le courant pour certaines manœuvres en commandes classiques.

Nous avons mis en relief la simplicité d'implantation d'une cascade par dissipation.

La cascade par récupération est très utilisée pour les fortes puissances et ce pour les raisons du convertisseur nécessaire, facile à élaborer et peu coûteux.

La cascade par dissipation trouve son application dans le domaine des moyennes puissances et/ou quand la gamme de variation de la vitesse se limite à un voisinage, restreint, de la vitesse nominale.

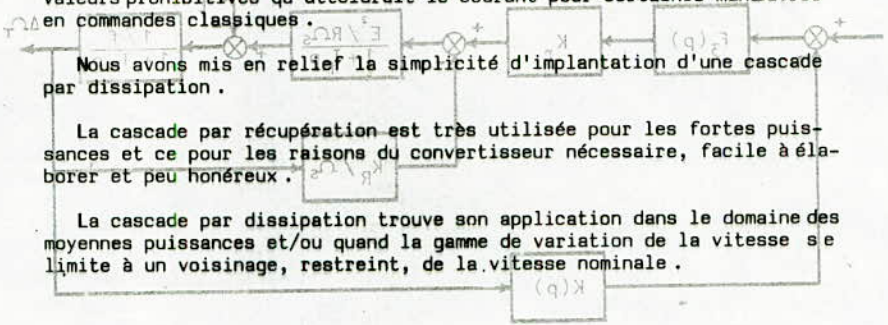


Figure 16: diagramme fonctionnel du modèle continu linéarisé de la cascade à dissipation, avec introduction d'une régulation de vitesse.

La vitesse minimale de ce système est limitée. Le démarrage du moteur doit être effectué quand le transistor n'est pas alimenté. Si le rendement de ce montage est faible, son coût peu honnête le rend tout de même intéressant pour les domaines de moyennes puissances et/ou dans les cas où les gammes de variation de la vitesse se situent au voisinage de la vitesse nominale.

BIBLIOGRAPHIE

- [1] H. STEMLER et A. MEYER : "Entraînements triphasés à vitesse variable à convertisseur. Un aperçu"; revue Brown Boveri ; tome 69 ; Avril-Mai 1982 .
- [2] A. Meyer : "La cascade de convertisseur statique hyposynchrone, compte tenu des réactions sur le réseau et des couples oscillatoires" ; revue Brown Boveri ; tome 69 ; Avril-Mai 1982 .
- [3] H. SCHARPENBERG et A. STRECK : "La cascade de convertisseur statique hyposynchrone pour grosses pompes centrifuges" ; revue Brown Boveri ; tome 69 ; Avril-Mai 1982 .
- [4] A. PARESH, I. SEN et K. H. J. MA : "Rotor chopper control for induction motor drive : TRC Strategy" ; IEEE Trans. IA n°11 ; pp. 34-49 ; Janv.-Fev. 1975 .
- [5] N. S. WANI et M. RAMAMOORTY : "Chopper controlled slip ring-induction motor" ; IEEE Trans. I. E. C. I. ; Aout 1978 .
- [6] H. RAMAMOORTY et N. S. WANI : "Dynamic model for a chopper controlled slip ring induction motor" ; IEEE I. E. C. I. ; Aout 1978 .
- [7] A. PARESH, I. SEN et K. H. J. MA : "Constant torque operation of induction motor using chopper in rotor circuit" ; IEEE Trans. I. A. ; Vol IA 14 n°5 ; Septembre - Octobre 1978 .
- [8] J. D. VAN WYK : "Variable speed AC driven with slip ring induction machines and resistively loaded force commutated rotor chopper" ; Electric Power Application ; Vol 2 n°5 ; Octobre 1979 .
- [9] J. R. P. GUPTA, B. SINGH et B. P. SINGH : "A closed loop rotor resistance control method for improved D.C. dynamic braking of wound rotor induction motor" ; IEEE I. A. ; Janvier-Février 1985 .
- [10] G. A. SMITH : "A current source inverter in the secondary circuit of a wound rotor induction motor. provides sub and supersynchronous operation" IEEE Trans. I. A. ; Vol IA 17 n°4 ; Juillet-Aout 1981 .
- [11] A. LAVI et R. J. POLGE : "Induction motor speed control with static inverter in the rotor" ; IEEE Trans. P. A. S. ; Vol 85 ; Janvier 1966 .
- [12] J. P. CORDIER : "Régulation de la vitesse d'un moteur asynchrone au moyen de semi-conducteur" ; Mémoire Revue E. ; Vol V n° 10 ; 1968 .
- [13] M. O. MAHMOUDI : "Variateurs de vitesse à moteurs asynchrones, leurs simulations et synthèse sur leurs performances" ; Thèse de Magister ; E.N.P. - Alger ; Octobre 1986 .
- [14] T. G. BLAND et W. SHEPHERD : "Controlled braking of slip energy recovery drive utilising capacitor excitation of induction motor" ; IEEE Trans. I. E.C.I. ; Mai 1975 .
- [15] W. SHEPHERD et J. STANWAY : "Slip power recovery in an induction motor by the use of a thyristor inverter" ; IEEE Trans. IGA 5 ; Janvier-Février 1968 .

- [16] G. K. DUBBEY, S. K. PILLAY et P. P. REDDY : "Analysis and design of a doubly fed chopper for speed control of slip ring induction motor" ; Part I et Part II, IEEE Trans. I.E.C.I. 22 n° 4 ; Novembre 1975.
- [17] A. KUSKO et D. B. SOMVAH : "Speed control of a single frame. Cascade induction motor with slip power pump back" ; IEEE Trans. on I.A. ; Vol IA 19 n°2 ; Mars-Avril 1978 .
- [18] T. WAKABAYASHI, T. HORI, SHIMIZU et T. YOSIOKA : "Commutator - less Kraemer. Control system for large-capacity induction motors for driving water service pumps" ; IEEE P. A. S. 1976, Annual Meeting, 1976 .
- [19] R. M. CROWDER et G. A. SMITH : "Induction motor for crane applications" ; Electric Power Applications ; Vol 2 n° 6 ; Décembre 1979 .
- [20] V. N. MITTLE, K. VENKATESAN et S. C. GUPTA : "Stability analysis of a constant torque static slip power recovery drive" ; IEEE Trans. on I. A. ; Vol IA 16 n° 1 ; Janvier-Février 1980 .
- [21] TAKESHI et STOCHIVA : "Suboptimal control of static scherbius induction motor system using a micro processor" ; IEEE Trans. on I.A. Vol I IA 16 n°5 ; Septembre-Octobre 1980 .
- [22] K. OGUSHI et H. SUZIKI : "Speed control of a brushless static Kramer system" ; IEEE Trans. on I. A. ; Vol IA 17 n°1 ; Janvier-Février 81.
- [23] N. N. RAO, G. K. DUBBEY et S. S. PRADLY : "Slip power recovery scheme employing a fully controlled convertor with halph controlled characteristics" ; IEE Proc. ; Vol 130 ; Janvier 1983 .
- [24] B. RAY, G. K. DUBBEY et S. BHATTACHARYA : "Simple digital simulation for steady state performance of static Kramer drive" ; Electric machines on power system 9 ; 1984 .
- [25] A. MAAZI : "Contribution à l'étude de la machine asynchrone en régime déséquilibré" ; Thèse de magister ; E.N.P Alger ; Juin 1982 .
- [26] M. ABDELLI et L. SADLAID : "Hacheur à transistors" ; Projet de fin d'études E.N.P. Alger ; Janvier 1986 .

ETUDE DE L'ONDULATION DU COURANT DANS
LE CAS DES HACHEURS POLYPHASES

O. TOUHAMI M.A.S
A. MAAZI Chargé de Cours
Laboratoire de Génie-Electrique
Ecole Nationale Polytechnique.

المخلص.

نقترح دراسة تركيبية أحادية، ثنائية و ثلاثية
الطور من شأنها ان تغذي محركا ذا اتيار مستمر على
التسلسل.
وندرس بصفة رئيسية تموجات تيار التحريض بدلالة
الترددات.

Abstract:

We propose the study single-phase, bi and three phases
chopper Network connected to the Dc motor, serie type.
We present principally the ondulations of induit current in
depend of the frequency.

Résumé:

Nous proposons l'étude d'un montage hacheur mono, bi et
triphase alimentant un moteur à courant continu du type série.
Nous étudions principalement les ondulations de courant d'induit
en fonction de la fréquence.

INTRODUCTION:

Parmi les circuits d'électronique de puissance simples permettant l'alimentation des moteurs à courant continu, nous retrouvons les hacheurs.

Ces derniers permettent des mises à jour de la tension moyenne d'alimentation plus rapides que dans le cas des redresseurs commandables sous forme de commutateurs de courant (ex: pont de Graetz). En effet, ces derniers ont des temps de réponse (commande par coïncidence) liés à la fréquence du réseau.

La fréquence limite supérieure de fonctionnement du hacheur monophasé dépend des paramètres essentiels que sont le temps d'établissement et d'extinction du courant du thyristor seul et le temps de préparation à l'extinction (circuit auxiliaire).

Pour ce dernier point, une solution permettant de réduire en moyenne (sur la période) ce temps, est celle qui consiste à utiliser plusieurs hacheurs entrelacés.

L'étude que nous faisons concerne un montage hacheur mono, bi et triphasé réalisé au département du Génie-Electrique de l'Ecole Nationale Polytechnique, alimentant un moteur à courant continu.

L'objet essentiel est l'étude des ondulations du courant d'induit.

Description du montage.

Le circuit de base est représenté par la figure 1, la charge par R_L , L_L , E_L et les phases par 1, 2, 3. La conduction continue est telle que: le hacheur conduit, la diode de roue libre est bloquée dans l'intervalle $(0, \alpha T)$. Le hacheur est bloqué, la diode de roue libre conduit dans l'intervalle $(\alpha T, T)$.

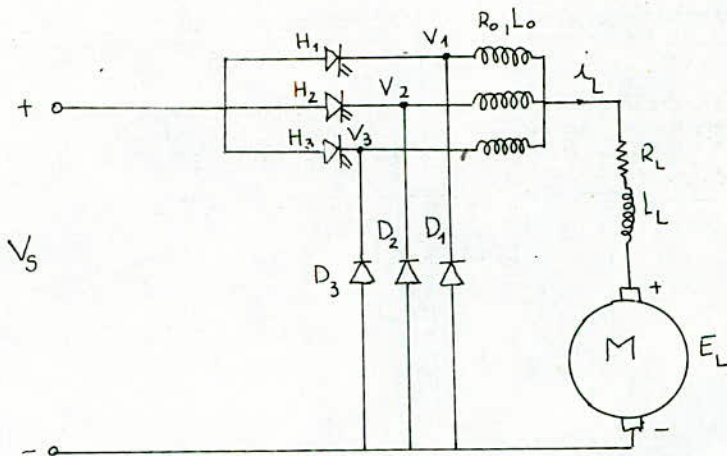


Fig 1

* NOMENCLATURE DES SYMBOLES *

H_1, H_2, H_3	: Hacheurs représentés par le symbole H.
D_1, D_2, D_3	: diode de roue libre de chaque phase.
L_o	: inductance par phase de la self de lissage.
r_o	: résistance par phase de la self de lissage.
n	: nombre de hacheurs élémentaires.
L_L	: inductance de l'induit plus l'enroulement série.
R_L	: résistance de l'induit plus l'enroulement série.
T	: période de hachage.
θ	: durée de conduction du hacheur.
α	: rapport cyclique.
ζ	: constante de la charge.
V_S	: tension d'alimentation du réseau.
E_L	: force contre électromotrice du moteur.
i_d	: courant de la charge.
i_{max}	: valeur maximale du courant.
i_{min}	: valeur minimale du courant.
Δi_d	: valeur de l'ondulation du courant dans la charge.
U_L	: tension aux bornes de la charge.

La plaque signalétique du moteur compound utilisé en série.

tension U_n	= 120 v
vitesse N_n	= 1425 t/min
puissance P_n	= 3.8 cv
courant d'induit I_n	= 29A
courant d'inducteur J_n	= 0.8A

Les mesures de résistances et d'inductances ont donné:

Pour le moteur:

R_L	= 0.45 Ω	; R_Δ	= 0.08 Ω
L_L	= 15.50mH	; L_Δ	= 6mH

Pour le self de lissage

R_o	= 1.2 Ω par phase
L_o	= 160mH par noyau.

I. ETUDE THEORIQUE.

L'équation qui caractérise le circuit en monophasé est:

$$V_s = E + (L + L_0) \frac{di}{dt} + (R + R_0) i \quad \text{pour } 0 < t < \alpha T; D_1 \text{ conduit}$$

Sa solution est:

$$i = \frac{V_s - E}{R + R_0} + \left(i_0 - \frac{V_s - E}{R + R_0} \right) e^{-t/\tau}$$

pour $\alpha T < t < T$, D_1 conduit; l'équation qui caractérise le circuit est:

$$0 = E + (L + L_0) \frac{di}{dt} + (R + R_0) i \quad \text{pour } 0 < t' < (1 - \alpha)T$$

Sa solution générale est $i = \left(i_{\max} + \frac{E}{R + R_0} \right) e^{-t'/\tau} - \frac{E}{R + R_0}$

En régime continu et périodique, nous avons $i = i_{\max}$ et $i = i_{\min}$

$$i_{\max} = \left(i_{\min} - \frac{V_s - E}{R + R_0} \right) e^{-T/\tau} + \frac{V_s - E}{R + R_0} \quad (1)$$

$$i_{\min} = \left(i_{\max} + \frac{E}{R + R_0} \right) e^{-(1-\alpha)T/\tau} - \frac{E}{R + R_0} \quad (2)$$

En remplaçant l'équation (2) dans (1), nous déterminons:

$$i_{\max} = \frac{V_s}{R_0 + R_L} \frac{1 - e^{-\alpha T/\tau}}{1 - e^{-T/\tau}} - \frac{E_L}{R_0 + R_L}; \quad i_{\min} = \frac{V_s}{R_0 + R_L} \frac{1 - e^{-\alpha T/\tau}}{1 - e^{-T/\tau}}$$

$$e^{-(1-\alpha)T/\tau} - \frac{E_L}{R_0 + R_L}$$

$$\text{et } \Delta i = i_{\max} - i_{\min} = \frac{V_s}{R_0 + R_L} \frac{1 - e^{-\alpha T/\tau}}{1 - e^{-T/\tau}} - 1 - e^{-(1-\alpha)T/\tau}$$

L'ondulation est d'autant plus forte que T/τ est grand. En faisant l'approximation, nous tirons:

$$\Delta i = \frac{V_s}{L_0 + L_L} (1 - \alpha) \alpha T; \quad \tau = \frac{L_0 + L_L}{R_0 + R_L}$$

1/ Cas du biphasé.

h_1 conduit dans $0 < t < \alpha T/2$; D_1 conduit dans $\alpha T/2 < t < T/2$.
Les mêmes équations caractérisent le circuit, sauf que la période est divisé par 2.

Nous retrouvons dans ce cas:

$$\Delta i = \frac{V_s}{L_0 + L_L} (1 - \alpha) \alpha T/2$$

2/ Cas du triphasé.

h_1 conduit dans $0 < t < \alpha T/3$; D_1 conduit dans $\alpha T/3 < t < T/3$.

Comme précédemment, la période est divisée par 3, et:

$$\Delta i = \frac{V_s}{L_0 + L_L} (1 - \alpha) \alpha T/3$$

L'ondulation est maximum pour :

$$\text{Monophasé} \quad \alpha = 1/2; \quad \Delta i_{\max} = \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{V_s}{L + L_0} T$$

$$\text{Biphasé} \quad \alpha = 1/4; \quad \Delta i_{\max} = \frac{1}{4} \cdot \frac{3}{4} \cdot \frac{V_s}{L + L_0} T$$

$$\text{Triphasé} \quad \alpha = 1/6; \quad \Delta i_{\max} = \frac{5}{6} \cdot \frac{1}{6} \cdot \frac{V_s}{L + L_0} T$$

$$\text{nphasés} \quad \alpha = 1/2n; \quad \Delta i_{\max} = \frac{2n - 1}{n^2} \cdot \frac{V_s}{L + L_0} \cdot \frac{T}{n}$$

Nous constatons que l'ondulation est d'autant plus faible que le nombre de hacheurs est grand.

II. ETUDE PRATIQUE; RESULTATS OBTENUS.

1/Conduction d'un hacheur unique:

A partir d'une fréquence de hachage relativement faible, la conduction est continue mais l'ondulation est importante. Les figures 2 et 3 représentant les formes d'ondes de la tension U_d et du courant i_d respectivement pour des fréquences 50Hz et 100Hz et un rapport cyclique $\alpha = 0.5$.

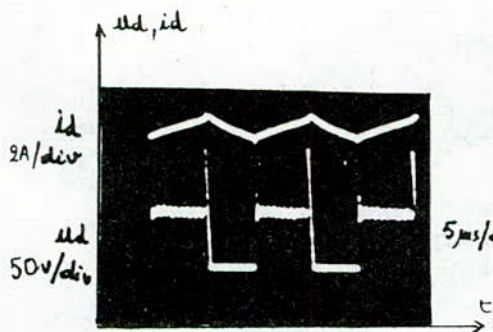


Fig.2: représentation des courants et tensions à fréquences 50 Hz

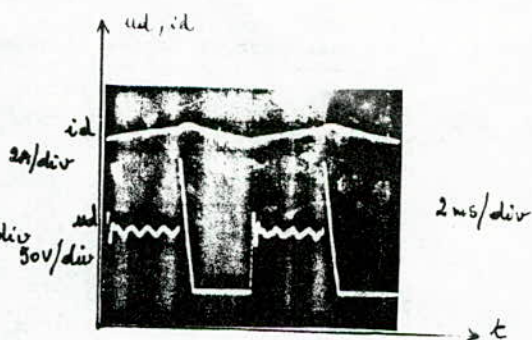


Fig.3: représentation des courants et tension à fréquence 100 Hz.

Nous avons relevé l'ondulation relative définie par $\Delta i_d / i_d$ en fonction du rapport cyclique. Elle augmente avec α , passe par un maximum (pour $\alpha = 0.5$) puis diminue, figure 4.

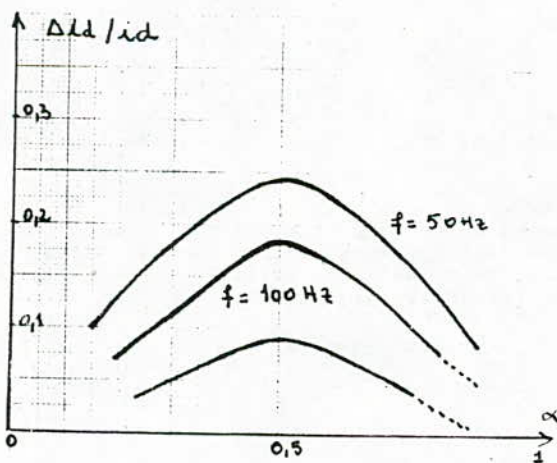


Fig.4: Ondulation relative en fonction du rapport cyclique

2/ Conduction du hacheur biphasé.

Comme pour le monophasé, nous avons relevé les formes d'ondes de la tension U_d et i_d pour une fréquence de 100HZ et un rapport cyclique $\alpha = 0.5$. Figures 5 et 6

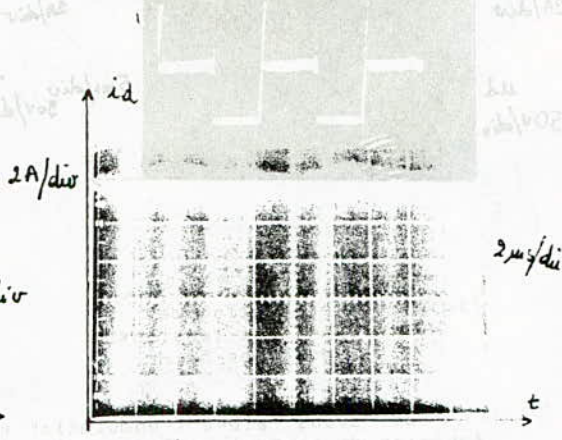
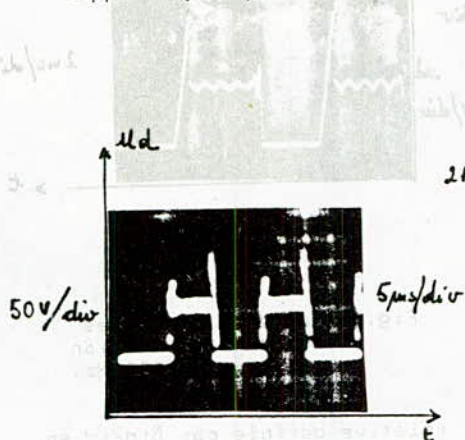
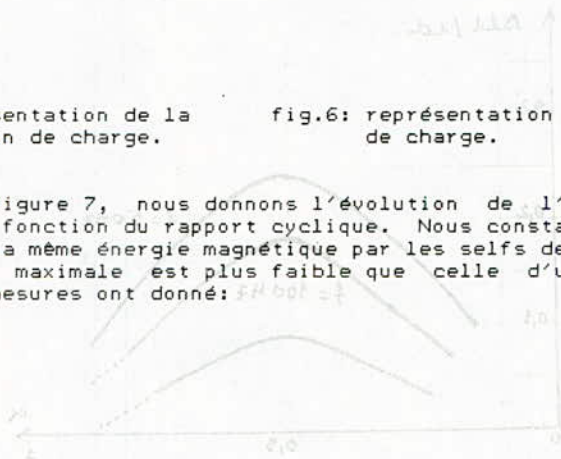


fig.5: représentation de la tension de charge.

fig.6: représentation du courant de charge.

Par la figure 7, nous donnons l'évolution de l'ondulation relative en fonction du rapport cyclique. Nous constatons qu'en conservant la même énergie magnétique par les selfs de lissage, l'ondulation maximale est plus faible que celle d'un hacheur unique. Les mesures ont donné:



Pour un hacheur unique:
 ($\Delta i_d / i_d$) calculé = 0.168
 ($\Delta i_d / i_d$) mesuré = 0.183

pour un hacheur biphasé:
 ($\Delta i_d / i_d$) calculé = 0.056
 ($\Delta i_d / i_d$) mesuré = 0.070

fréquence de hachage = 100HZ

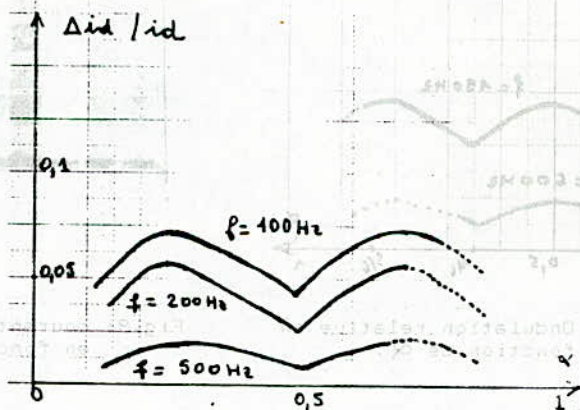


Fig.7: Ondulation relative en fonction de α .

Les faibles différences existant entre les valeurs mesurées et calculées proviennent de l'hypothèse selon laquelle le temps de commutation du thyristor est nul ($t_c = 0$).

3/ Conduction du hacheur triphasé:

Comme pour le biphasé, le mode de conduction est continu. Par la figure 8, nous donnons l'allure de l'ondulation du courant obtenu à fréquence 150HZ à 600HZ, ainsi que le courant de charge en fonction du temps, figure 9.

En comparant ces trois hacheurs, nous constatons qu'à la même fréquence, l'ondulation du hacheur triphasé est inférieure à celle du biphasé, qui, elle même inférieure à celle du monophasé.

Détermination de l'ondulation relative maximale.
 ($\Delta i_d / i_d$) mesurée = 0.027 pour la raison que précédemment,
 nous obtenons une légère différence.
 ($\Delta i_d / i_d$) calculée = 0.022

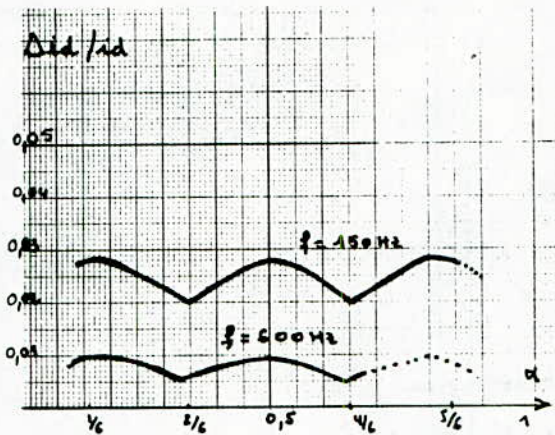


fig.8: Ondulation relative en fonction de α .

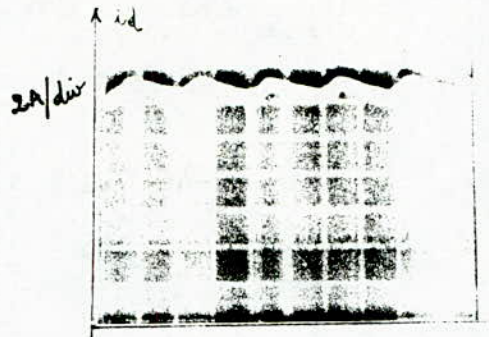


Fig.9: courant de charge en fonction de t .

CONCLUSION.

L'entrelacement des hacheurs présente l'avantage de réduire l'ondulation du courant tout en limitant le dimensionnement de la self de lissage qui pourrait être encombrante, onéreuse et lourde.

Il permet, en outre, de réduire sensiblement les contraintes du filtre d'entrée qui fera l'objet d'une étude de la réaction sur le réseau.

En traction électrique, certains utilisateurs adoptent les hacheurs biphasés car ils sont plus économiques que les hacheurs triphasés et possèdent quasiment les mêmes performances.

* B I B L I O G R A P H I E *

- 1/ J. GOUTHIÈRE;
" Les hacheurs triphasés en traction électrique"
Revue A C E C.B.6000 CHARLEROI BELGIQUE, Juin 1983
- 2/ THOMAS H.BARTON;
" The polyphase chopper, IEEE Transactions on industry
applications". Mars 1980
- 3/ M. PASSOT;
" Le système VAL appliqué au métro de LILLE"
Techniques CEM Juin 1980

UTILISATION DE L'E.P.D.M POUR L'ISOLATION
DES CABLES DE MOYENNE TENSION

A. BOUBAKEUR; M. CHEBREK* & M. HAMIA*

Laboratoire de Haute Tension
Département de Génie-Electrique
Ecole Nationale Polytechnique

الملخص
نقدم في هذا التقرير بعض النتائج العالمة التي تخص
الصفات الكهربائية و الميكانيكية لمادة E.P.D.M.
كان اهتمامنا يخص تأثير الحرارة علي معامل الفقد بالعاازل
الكهربائي، السماحية النسبية و المقاومة لهاته المادة.
قد قورنت النتائج المحصل عليها مع النتائج التي تخص
الكبل ذو التوتر 30kV.

ABSTRACT:

----- In this report, we present some results of investigations on the electrical and mechanical characteristics of E.P.D.M.

We were essentially interested by the influence of the temperature on the factor of dielectric losses, the relative permittivity and the resistivity of this material.

The results was compared with thus given for 30kV cables.

RESUME:

----- Nous présentons dans ce rapport, certains résultats de travaux concernant les propriétés électriques et mécaniques de l'E.P.D.M.

Nous nous sommes essentiellement intéressés à l'influence de la température sur le facteur de pertes diélectriques, la permittivité relative et la résistivité de ce matériau.

Les résultats ont été comparés à ceux donnés pour les câbles de 30kV.

- * Mr. HAMIA travail actuellement à la câblerie du Gué de Constantine (ENICAB),
- * Mr. CHEBREK travail actuellement à l'Université d'Alger.

INTRODUCTION.

On utilise généralement pour l'isolation des câbles à haute et moyenne tension du papier imprégné. Actuellement, on tend à le remplacer progressivement par les isolants secs (élastomères, thermoplastiques,...) qui possèdent des propriétés leur permettant de nouveaux champs d'application.

Les câbles à isolation synthétique extrudée, présentent une plus grande facilité de mise en oeuvre et, grâce à la suppression de la maintenance, une simplification d'exploitation.

L'objet de ce rapport est de vérifier la possibilité d'utilisation de l'E.P.D.M (Ethylène - propylène - Diène - Monomère) dans l'isolation des câbles de 30kV.

A cet effet, nous avons procédé à l'identification de l'isolant par l'étude de ses propriétés électriques et mécaniques.

I.- PRESENTATION DE L'E.P.D.M:

Cet isolant est constitué d'un terpolymère d'éthylène - propylène - diène non conjugué en faible quantité. Sa structure est caractérisée par l'absence totale d'insaturation dans la chaîne principale du polymère. De ce fait, il aura une bonne résistance à l'attaque de l'oxygène, de l'ozone et d'autres produits chimiques tels que les alcools et acides.

Afin d'étudier les propriétés électriques et mécaniques de l'E.P.D.M, nous avons effectué des essais sur des éprouvettes de forme circulaire, de 20cm de surface et de 2mm d'épaisseur. Leur mise en oeuvre se divisait en trois opérations: le mélangeage, la mise en forme et la vulcanisation.

Le mélangeage des matières premières, élastomère - charges - huiles lubrifiantes - agents protecteurs - agents de cuisson - et agents de vulcanisation, est effectué à l'aide d'un malaxeur à cylindres chauffés à 80°C par circulation d'eau interne.

Le mélange extrait du malaxeur sous forme de lambeaux d'une épaisseur supérieure à celle désirée sur plaque, est introduit par la suite entre deux plateaux d'une presse chauffante, où s'effectuent simultanément en 10mn la mise en forme et la vulcanisation, à une température de 180°C et une pression de 50 bars.

2. CARACTERISTIQUES ELECTRIQUES:

Les principales caractéristiques que nous avons étudiées sont le facteur de dissipation, la résistivité, la permittivité et la rigidité diélectrique. Nos essais ont été réalisés conformément aux recommandations de la C.E.I. [1], [2], [3].

Le facteur de pertes diélectriques, ainsi que la constante diélectrique ont été mesurés à l'aide d'un pont de Schering sous une tension de 2kV. Pour mesurer la résistivité, nous avons utilisé un multi-mégohmmètre, avec une tension appliquée fixée à 500V, et pour mesurer la rigidité diélectrique, un spintermètre équipé d'électrodes du type Rogowski, avec une tension progressivement croissante (2kV/s) jusqu'à la perforation de l'isolant.

Les résultats d'essais effectués aux températures de 20°C et 90°C sont présentés au tableau 1.

Température de mesure	20°C	90°C
Facteur de pertes diélectriques	$5.5 \cdot 10^{-3}$	$7.7 \cdot 10^{-3}$
Permittivité relative	3	-
Résistivité transversale [$\Omega \cdot \text{cm}$]	$2.0 \cdot 10^{15}$	$1.3 \cdot 10^{16}$
Rigidité dielectrique [kV/mm]	27	

Tableau 1: Caractéristiques électrique de l'E.P.D.M

3. INFLUENCE DE LA TEMPERATURE SUR LES CARACTERISTIQUES ELECTRIQUES.

Afin de vérifier les performances de l'isolant étudié, nous avons relevé les variations instantanées du facteur de pertes diélectriques, de la permittivité relative et de la résistivité transversale en fonction de la température.

La température de mesure a été maintenue constante à $\pm 0.5^\circ\text{C}$ à l'aide d'un régulateur de température.

Nous remarquons que le facteur de pertes diélectriques ($\text{tg } \delta$) mesuré à 20°C diminue de 25% lorsque la température atteint 40°C et reprend sa valeur initiale aux environs de 70°C (figure 1).

La permittivité de l'E.P.D.M diminue d'environ 10% sous l'influence d'une température variant de 20°C à presque 100°C. Au delà de cette dernière température et jusqu'à 130°C, elle reste constante: $\epsilon_r = 2.64$ (figure 1).

La résistivité transversale de l'E.P.D.M diminue lorsque la température augmente. En effet, de $2.10^{15} \Omega \cdot \text{cm}$ à 20°C, cette résistivité atteint une valeur de $2.10^{13} \Omega \cdot \text{cm}$ à 35°C, (figure 2). Cette variation reste néanmoins admissible [4].

4. VIEILLISSEMENT THERMIQUE.

Afin de déterminer l'endurance thermique de l'E.P.D.M. nous avons exposé plusieurs échantillons dans des étuves à circulation d'air chaud à différentes températures (90°C, 120°C et 135°C), conformément à la norme VDE 0304 [5].

En fonction des différents temps d'exposition à la chaleur (jusqu'à 2000 heures), les résultats de mesure montrent que le vieillissement thermique engendre une diminution du facteur de pertes diélectriques de l'E.P.D.M (figure 3). Pour un temps de vieillissement compris entre 1500 heures et 2000 heures, ce facteur reste constant pour les trois températures utilisées.

En comparant les valeurs mesurées après 50h et 1500h d'exposition à la chaleur, nous constatons des diminutions de 25% pour la température de 135°C, 21% pour 120°C et 18% pour 90°C.

Pour les différents temps d'exposition aux températures déjà citées, la permittivité relative de l'E.P.D.M restait pratiquement constante et égale à 2.7.

Par contre, le vieillissement thermique engendre une diminution moyenne de 80% de la résistivité de l'E.P.D.M, pour les trois températures choisies (figure 4).

5. PROPRIETES MECANIQUES.

Conformément aux recommandations 540 de la C.E.I [1], nous avons déterminé la résistance à la traction et l'allongement à la rupture de l'isolant. Les essais ont été effectués avant et après vieillissement du matériau. Les résultats obtenus (tableau 2), montrent que l'E.P.D.M a relativement de bonnes caractéristiques mécaniques [4]. L'influence du vieillissement sur ces caractéristiques n'est pas importante.

	A	B	C
Résistance à la traction (N/mm ²)	8.1	8	7
Allongement à la rupture (%)	480	408	400

Tableau 2: Caractéristiques mécaniques de l'E.P.D.M

A: sans vieillissement

B: après vieillissement en étuve à air - traitement de sept jours à 135°C

C: après vieillissement dans la bombe à air - traitement de 40h à 127°C.



1111

1111

1111

1111

1111

1111

1111

1111

SUR LES CONDITIONS D'APPROXIMATION D'UN SYSTEME
G/G/1 PAR UN SYSTEME M/G/1.

D. AISSANI

Laboratoire de Modélisation Stochastique

I.N.E.S. de Béjaia (Algérie).

ملخص في هذه المقالة نتحدث عن v-الاستقرار القوي من التوزيع الثابت لسلسلة ماركوف المحتواة في منحرج رتل الانتظار M/G/1 بعد اضطراب تجاعدي وصول الطلبات (وهذا بالنسبة الى نماذج معينة)

Résumé: Soient M/G/1 et G/G/1, deux systèmes de files d'attente ayant respectivement pour distribution des entrées E(t) (exponentielle) et G(t) (quelconque). La proximité des systèmes considérés est caractérisée par la distance de variation $W^*(G, E) = \int_0^\infty |\varphi^*(t) - \varphi^*(t)| dt$, où $\varphi^*(t)$ représente la fonction poids et $|a|$ désigne la variation de la mesure a. Dans cet article, on montre que, si: - La charge du système M/G/1 est inférieure à 1, - La distribution de la durée de service vérifie la condition de Cramer et si la fonction poids ne "croit pas trop rapidement", Alors, la chaîne de Markov incluse dans le système M/G/1 est fortement v-stable (par rapport à une famille de norme).

Abstract: Let M/G/1 and G/G/1 two queueing systems having exponential (arbitrary) arrival-time distribution $E(t)$ ($G(t)$), respectively. The proximity of the systems considered, is characterized by the distance of the variation $w^*(G, E) = \int_0^{\infty} \varphi^*(t) |G - E| (dt)$, where $\varphi^*(t)$ represents the weight function and $|a|$ is the variation of the measure a . In this article, we show that if:

-The utilization factor of the M/G/1 system is less than unity, -The service-time distribution verifies the Cramer condition, and the weight function does not "increase rapidly", then, the imbedded Markov chain in the M/G/1 system is strongly v-stable (with respect to a family of norms).

Le but de ce travail est de trouver les conditions pour lesquelles il sera possible d'approximer les caractéristiques stationnaires et non stationnaires d'un système de files d'attente G/G/1 par les caractéristiques correspondantes d'un système M/G/1. Ceci revient à étudier la v-stabilité forte de la distribution stationnaire de la chaîne de Markov incluse dans un système M/G/1 après perturbation du flot des arrivées (par rapport à certaines normes). Pour cela, le système perturbé, de type G/G/1 est tel que, le flot des arrivées est proche du flot poissonien, alors que les durées de service sont les mêmes que pour le système M/G/1.

Remarquons que la résolution de la question d'existence des limites π_k pour des chaînes de Markov à espace des états dénombrable nous conduit à vérifier la condition de positivité de cette chaîne irréductible. On peut montrer que cette chaîne est positive si $\rho = \frac{\lambda}{\lambda + \mu} < 1$. C'est la condition d'existence de la distribution

algébriques:

$$\pi_k = \sum_{l=0}^k p_l \pi_{k-l} + p_{k+1} \pi_{k+1} + p_{k+2} \pi_{k+2} + \dots \quad (1)$$

où p_k a été définie dans (1). La solution unique de (1) est donnée par la fonction génératrice

$$\Pi(z) = \frac{\tilde{\pi}(z) - \tilde{\pi}(0)}{z - \tilde{\pi}(z)} \quad (2)$$

ou $\Pi(z) = \sum_{k=0}^{\infty} \pi_k z^k, |z| < \rho$

(3) $\tilde{\pi}(z) = \lambda \tilde{\pi}(z) + \mu [1 - \tilde{\pi}(z)]$

C'est la famille de distributions géométriques de la forme $\pi_k = (1 - \rho) \rho^k$. La chaîne de Markov est dite irréductible si elle est positive pour une chaîne de Markov à espace dénombrable. On sait que pour une chaîne de Markov à espace dénombrable, la condition de positivité est équivalente à la condition d'existence d'une mesure invariante. On sait également que la condition d'existence d'une mesure invariante est équivalente à la condition d'existence d'une chaîne de Markov à espace dénombrable.

Remarquons que la résolution de la question d'existence des limites π_k pour des chaînes de Markov à espace des états dénombrables nous conduit à vérifier la condition de positivité de cette chaîne irréductible. On peut montrer que cette chaîne est positive si $\rho = \frac{\lambda}{\mu} < 1$. C'est la condition d'existence de la distribution π_k ergodique de la chaîne de Markov incluse. Par conséquent, les probabilités π_k vérifient le système d'équations algébriques:

$$\pi_k = \sum_{i=0}^{k-1} p_i \pi_{k-i-1} + p_k \pi_0, \quad k=0, 1, \dots \quad (4)$$

où p_k a été définie dans (3). La solution unique de (4) est donnée par la fonction génératrice

$$\Pi(z) = \frac{\hat{f}(\lambda z - \lambda)(z-1)(1-\rho)}{z - f(\lambda z - \lambda)} \quad (5)$$

où $\Pi(z) = \sum_{k=0}^{\infty} \pi_k z^k$, $|z| < 1$ et

$$\hat{f}(\lambda z - \lambda) = \int \exp[(\lambda z - \lambda)u] dF(u) \quad (6)$$

C'est la formule de Pollatchek-Khintchine. Elle permet de calculer la distribution stationnaire de la longueur de la file d'attente dans un système M/G/1 [voir (2)]. Malheureusement, pour les systèmes G/G/1, de telles formules exactes ne sont pas connues. C'est pourquoi, en général, on est amené à utiliser des méthodes de factorisation complexes [2]. Cependant, si l'on suppose que le système G/G/1 est proche du système M/G/1, on pourra

alors utiliser la formule (5), en estimant auparavant l'erreur d'approximation correspondante. Supposons que le flot des arrivées du système G/G/1 soit proche du flot poissonien. Pour caractériser cette proximité, on utilise une distance de variation

$$W^*(G, E) = \int \varphi^*(t) |G - E| (dt), \text{ de fonction}$$

poinds $\varphi^*(t)$, telle que: a) $\varphi^*(t)$ est non décroissante,

b) $\varphi^*(t+s) \leq \varphi^*(t) \cdot \varphi^*(s) \quad \forall t, s \in \mathbb{R}^+$, c) $\varphi^*(0) = 1$. Ici,

$|a|$ désigne la variation de la mesure a . De plus, on utilisera la notation suivante $E^* = \int \varphi^*(t) E (dt)$ (7)

Soit $\mathcal{M} = \{ \mu_j (dy) \}$ l'espace des mesures finies sur $\mathbb{N} \times \mathbb{R}^+$. L'opérateur de transition $P_{ij}(x, dy)$ donne une application linéaire $P_{ij}: \mathcal{M} \rightarrow \mathcal{M}$, dont la valeur au point $\mu \in \mathcal{M}$ est égale à

$$(\mu P)_k (dy) = \sum_{i \geq 0} \int \mu_i (dx) P_{ik}(x, dy)$$

Notons également \mathcal{N} l'espace des fonctions mesurables, bornées sur $\mathbb{N} \times \mathbb{R}^+$. Le symbole Pf , pour $f \in \mathcal{N}$ désignera la fonction

$$(Pf)(k, x) = \sum_{i \geq 0} \int f(i, y) P_{ki}(x, dy) \quad (8)$$

D'autre part, l'action de la mesure μ sur la fonction f sera notée μf . On introduit une classe spéciale de norme sur \mathcal{M} , $\| \mu \|_v = \sum_{j \geq 0} v(j, y) | \mu_j (dy) |$, où $v(n, t)$ est une fonction finie (pas nécessairement bornée), différente de zéro sur $\mathbb{N} \times \mathbb{R}^+$. Cette norme induit dans \mathcal{N} , la

On obtient directement

$$(TV)(k, x) \leq \rho^{k-1} \left[e^{-\alpha x} E(e^{\alpha \xi} | \xi < x) + c^{-1} \rho^* (x) \right] + \rho^k \left[\frac{1}{\rho} E(e^{\alpha \xi} | \xi \geq x) + c^{-1} E^* e^{-\alpha x} E(e^{\alpha \xi} | \xi \geq x) \right]$$

ce qui achève la démonstration. ■

Lemme 3:

Supposons que dans un système M/G/1, la condition d'ergodicité géométrique suivante soit vérifiée:

a) $\lambda E \xi < 1$. b) $\exists a > 0 : E(e^{a \xi}) = \int_0^\infty e^{au} dF(u) < \infty$ (10)

Alors il existe $\rho > 1$ tel que $\hat{f}(\lambda \rho - \lambda) / \rho < 1$.

Démonstration:

Considérons la fonction $\mathcal{F}(\rho) = \hat{f}(\lambda \rho - \lambda) / \rho = \frac{1}{\rho} \int_0^\infty e^{\lambda(\rho-1)u} dF(u)$ pour $\rho = 1$, $\mathcal{F}(1) = f(0) = 1$. pour $1 < \rho < a$, $\mathcal{F}(\rho)$ est continue et différentiable. Calculons,

$$\mathcal{F}'(\rho) = [\lambda \hat{f}'(\lambda \rho - \lambda) - \hat{f}(\lambda \rho - \lambda)] / \rho^2.$$

Pour $\rho = 1$, $\mathcal{F}'(1) = \lambda \hat{f}'(0) - \hat{f}(0)$, où $\hat{f}'(\alpha) = -\frac{d}{d\alpha} \left(\int_0^\infty e^{\alpha u} dF(u) \right)$

D'ici découle directement que $\hat{f}'(0) = E \xi$. La démonstration du lemme s'achève en utilisant la condition (10, a) ■

A présent définissons $\rho_0 = \sup(\rho : \hat{f}(\lambda \rho - \lambda) < \rho)$.

Comme nous l'avons prouvé précédemment, $\rho_0 > 1$. On peut voir aisément que $\rho_0 < \infty$, si la distribution F n'est pas dégénérée. D'autre part, de la convexité de la fonction $\hat{f}(\lambda \rho - \lambda)$ découle,

$\hat{f}(\lambda \rho_0 - \lambda) < \rho$ pour tout $\rho \in (1, \rho_0)$ et
 $\hat{f}(\lambda \rho_0 - \lambda) \leq \rho_0$.
 D'après le lemme 2, pour que la condition B_1 du théorème 2 [3] soit vérifiée, il est suffisant que,

$$\hat{f}(\lambda \rho - \lambda) + c^{-1} E^* \hat{f}(\lambda \rho_0 - \lambda) \leq \rho$$

Choisissons $\rho = \frac{\hat{f}(\lambda \rho_0 - \lambda) + \rho_0}{2}$. On remarque que

pour tout ρ tel que $1 < \rho < \rho_0$, $\rho < 1$ conformément au choix de ρ . Posons $c = \rho E^* / (1 - \rho)$.

Sachant que $\hat{f}(\lambda \rho_0 - \lambda) = \rho(2\rho - 1)$ et en utilisant le lemme 2, on conclut que $(TV)(k, x) \leq \rho V(k, x)$ pour $k > 0$. De plus, il est clair que $(TV)(0, x) \leq \rho V(0, x)$.

Lemme 4:

Soit Q l'opérateur de transition de la chaîne X_n dans un système M/G/1. Alors, $\|Q\|_V < \infty$.

La démonstration se fait aisément en remarquant que,

$$\|T\|_V \leq \xi < 1, \text{ où } T = \|T_{ij}(x, dy)\|_{i,j=0}^{\infty}$$

Les conditions du théorème 2 [3] étant vérifiées, on peut donc énoncer le résultat suivant:

$\hat{T}(A \circ \lambda) > \hat{T}(A) + \epsilon$ pour tout $\epsilon \in (0, \epsilon_0)$ et

$$\hat{T}(A) \geq \epsilon_0.$$

D'après le lemme 2, pour que la condition E_1 du théorème 2 soit vérifiée, il est suffisant que

$$\rho \geq \frac{\hat{T}(A \circ \lambda) - \hat{T}(A)}{\epsilon} + e^{-1} \hat{T}(A \circ \lambda).$$

Choisissons $\rho = \frac{\hat{T}(A \circ \lambda) - \hat{T}(A)}{\epsilon} + \epsilon$. On remarque que

pour tout ϵ_0 tel que $\epsilon > \epsilon_0$, $\rho > \epsilon_0$ et conformément

au choix de ϵ , posons

$$\epsilon = \epsilon_0 \lambda^k (1 - \lambda^k).$$

Sachant que $\hat{T}(A \circ \lambda) = \hat{T}(A) - \epsilon$ et en utilisant le

lemme 2, on conclut que

$$\hat{T}(V)(k, x) \leq \rho V(x) \text{ pour}$$

$x > 0$. De plus, il est clair que $\hat{T}(V)(0, x) \leq \rho V(0, x)$.

Lemme 4:

Soit \hat{T} l'opérateur de transition de la chaîne \mathbb{Z}_n dans

un espace $M(V)$. Alors, $\|\hat{T}\| < \infty$

la démonstration se fait aisément en remarquant que

$$\|\hat{T}\| \leq \sum_{i,j=1}^n \|\hat{T}_{ij}(k, \alpha)\|$$

les conditions du théorème 2] étant vérifiées, on peut

donc énoncer le résultat suivant:

ETUDE DES CARACTERISTIQUES MECANIKES ET STEREOLOGIQUE
DE L'ACIER ZCN.26.7 LORS DU LAMINAGE A FROID

E. SALHI - C.MAZANEK Département de Métallurgie
Ecole Nationale Polytechnique ALGER

M. BLIHARSKI - SHWARTZ Institut de Métallurgie Physique
Académie des Mines et de Métallurgie de Cracovie POLOGNE

المخلص:

تمثل الدراسة في احدا التشوهات على البارد عن طريق التصفيح بالنسبة الفولاذ صنف Z.C.N.267 . وقد سبقت هذه العملية بتطبيق جملة من المعالجات الحرارية المناسبة لتسهيل عمليات التشويه. وقد سمحت اما الدراسة المجهرية و الاحصائية بمعرفة التحول المنيوي بدلالة نسبة التشوه. و في النهاية تمكن من اوضح تحولات الصلابة المجهرية للطورين و لمختلف الوجوه العينة و ذلك عن طريق دراسة الخصائص المكانية من شأن النتائج المتخذة عن هذه الدراسة ان تعطينا نظرة جديدة حول امكانيات استعمال هذا الفولاذ المشوه على البارد.

SUMMARY:

----- The study consists of carrying out a cold rolling operation of Z.C.N.26.7 steel which has previously undergone a heat treatment of facilitate cold hardening. The micrographics enabled us to carry out a statistical study of the austenitic grains in fonction of strain. Finally the study of the mechanical characteristics enabled us to make evident the evolution of microhardnesses of and phase of the different faces. All the results obtained from this study can give a new insight in the possible uses of this cold worked steel.

RESUME:

----- L'étude consiste à effectuer un laminage à froid de l'acier Z.C.N.26.7 ayant subi précédement un traitement thermique spécifique pour faciliter l'écrouissage à froid. Les micrographies nous ont permis de faire l'étude statistique des grains austénitiques en fonction de la déformation. Enfin l'étude des caractéristiques mécaniques nous a permis de mettre en évidence l'évolution des microduretés des phases et des différentes phases. Tous les résultats déduits de cette étude peuvent nous donner un nouveau regard sur les possibilités d'utilisation de cet acier écroui à froid.

I. INTRODUCTION.

Cette dernière décennie, les recherches se sont orientées vers l'étude des possibilités d'écroûissage à froid des aciers austénito-ferritiques. Dans ce thème, nous nous sommes intéressés à étudier l'évolution des phases lors de la déformation par laminage à froid de l'acier austénito-ferritique Z CN 26-7 dont la composition chimique est de 0.007% de carbone, 25.6% de chrome, 6.84% de nickel, 0.27% de manganèse et 0.22% de silicium.

Le choix de cette nuance n'est pas basé sur la fabrication d'un produit fini spécifique, mais sur un ensemble de produits non définis qui pourraient se déformer à froid après un traitement thermique idéal.

Cet acier est choisi de telle façon que le prix soit le plus faible possible tout en sachant que ce type d'alliage possède d'autres propriétés meilleures que celles des aciers inoxydables austénétiques et ferritiques. (1 - 2 - 3).

Cependant, il y a lieu de noter que l'objet de l'étude n'est pas l'évolution de la déformation par glissement, ni l'étude des dislocations; mais surtout l'étude micrographique, stéréologique après la conception d'une gamme de traitements thermiques. On s'est intéressé aussi à l'étude des propriétés mécaniques et particulièrement à la variation des microduretés des phases α et γ des 3 faces "a", "b", et "c" indiquées à la figure 1.

L'objet de l'étude stéréologique a pour but de faire la comparaison entre la réduction de l'éprouvette et les dimensions moyennes des grains austénétiques; ainsi que la variation du taux du volume austénétique en fonction de tous les taux d'écroûissage.

II. TRAITEMENTS THERMIQUES. (4 - 5 - 6)

La gamme de traitements thermiques est la suivante (figure 2):

- La température de préchauffage à 850°C pendant 3 heures;
- La température de chauffage à 1150°C pendant 15 heures, puis un refroidissement dans le four jusqu'à 1000°C ou un maintien de 10 heures à lieu, et enfin un refroidissement final dans l'eau.

Les traitements thermiques nous ont permis d'obtenir une structure austénétique à matrice ferritique. Lors de toutes les opérations de traitements thermiques, les observations au microscope ont souvent eu lieu à différentes périodes pour contrôler l'évolution des transformations des structures.

L'analyse qualitative à la microsonde des phases a permis de nous confirmer l'existence du chrome en grande quantité dans la phase α , et l'existence du nickel en grande quantité dans la phase γ .

III. ECROUISSAGE A FROID. (6 - 7 - 8)

Précédemment, l'échantillon sur lequel l'étude est prévue a été déformé à chaud. Les dimensions de l'échantillon sur lesquels l'écroissage à froid par laminage a lieu est (9.3 x 28.2 x 117)mm.

Le calcul de la déformation relative " ϵ " et du taux d'écroissage "z" est effectué comme suit:

l : longueur de l'éprouvette lors des différentes déformations,

l₀ : longueur initiale de l'éprouvette,

l/l₀ : degré d'allongement,

ϵ : déformation vraie ou relative,

V₀ = l₀ h₀ b.

$$V = l h b,$$

$$\frac{V}{V_0} = \frac{l}{l_0} \frac{h}{h_0} = 1$$

$$\frac{l}{l_0} = \frac{h_0}{h}$$

$$\ln \frac{l}{l_0} = \ln \frac{h_0}{h} \quad \epsilon = \ln \frac{h_0}{h}$$

b : largeur de l'échantillon qui reste constante,

h : épaisseur initiale,

h : épaisseur lors des différentes déformations,

Z : taux de réduction de l'épaisseur.

$$z = \frac{\Delta h}{h} \cdot 100 = \frac{(h_0 - h)}{h} \cdot 100$$

Les différents taux d'écroissage "z" par laminage sont de 20.44%, 39.46%, 60.11%, 84.26% et 94.97% correspondant respectivement aux déformations relatives " ϵ " de 0.22, 0.50, 0.92, 1.85 et 2.99. (6 - 7 - 8).

IV. OBSERVATION MICROSCOPIQUE.

Les éprouvettes prélevées pour différents taux de déformation par laminage ont pour but d'observer les micrographies des faces "a", "b" et "c" et d'étudier l'évolution des microduretés. Le nombre total d'éprouvettes est de 18.

La mise en évidence des joints de grains austénétiques a été effectuée par une attaque électrolytique avec une solution aqueuse à 10% de chromate de potassium sous une tension de 4 volts durant 3 secondes, à la température ambiante et avec une agitation constante.

La mise en évidence des phases s'est faite selon le même principe, avec une attaque de 40 grammes de NaOH dans 100ml d'eau distillée, pendant une durée inférieure à 10 secondes, sous une tension comprise entre 2 et 2.2 volts.

Il y a lieu de noter les difficultés rencontrées lors de l'attaque électrolytique dans le cas où les éprouvettes ont des épaisseurs inférieures à 1.5mm aux faces "b" et "c" aux taux de déformation 84.26% et 94.97%. Dans ce cas la mise en évidence des joints de grains a été effective en utilisant 2 volts pendant 2 secondes; et les paramètres pour la mise en évidence des phases est de 2.4 volts pendant 15 secondes et 25 secondes, respectivement pour les éprouvettes ayant des taux de réduction de 84.26% et 94.97%.

Les paramètres de la deuxième attaque avec la solution de soude de ces mêmes échantillons sont de 2.4 volts et les durées sont respectivement de 15 secondes et 25 secondes.

La micrographie (figure 3) présente l'austénite en blanc dans une matrice ferritique en noir. Etant donné que l'éprouvette n'a subi aucune déformation, la phase austénétique ne présente pas d'orientation.

Les structures des figures 4 et 5 représentent des taux de déformation respectifs de 60.11% et 84.26% de la face "c" et mettent en évidence l'écrasement des grains austénétiques de cette même face, sous forme de lamelles très fines. Les micrographies des figures 6 et 7 illustrent une austénite déchiquetée et fragmentée tout en gardant l'orientation imposée par la direction du laminage, qui est due à l'écrasement important par les cylindres du laminage.

On constate une tendance à l'écoulement de l'austénite dans la ferrite.

V. ETUDE STEREOLOGIQUE. (9 - 10)

On a constaté qu'il n'y a pas de proportionnalité entre les épaisseurs de l'ébauche "h", et les largeurs moyennes des grains "l" quelque soit la valeur du taux de déformation (tableau 1). Il n'y a pas aussi de proportionnalité entre le taux d'écroutissage de l'ébauche "h" et le taux de réduction des grains "t". Le coefficient de réduction est constant:

$$\delta_r = \frac{z}{t_2} = 1.18 + 0.04$$

En considérant le taux de réduction de l'ébauche "z" et le taux d'allongement des grains "t₂", on constate que le coefficient d'allongement z/t₂ diminue de 0.82 à 0.50 en fonction de la croissance du taux d'écroutissage (tableau 1).

On constate aussi que le rapport de réduction de l'éprouvette et du grain austénétique est:

$$\frac{h}{l} = 2.07 + 0.19z, \text{ sauf pour:}$$

l'écroutissage $z = 84.26\%$. Ainsi on peut déduire que la croissance de $h = f(\bar{l})$ est linéaire pour cet acier laminé à froid.

h(mm)	z(%)	Dans le sens du laminage de la face "c"			Dans le sens transversal du laminage de la face "c"			
		\bar{L} (mm)	t_1 (%)	z/t_1	\bar{l} (mm)	t_2 (%)	z/t_2	h/\bar{l}
9.15	0	4.49	0	0	4.05	0	0	2.26
7.28	20.44	5.61	24.90	0.82	3.34	17.53	1.16	2.17
5.54	39.46	7.13	58.80	0.67	2.75	31.85	1.23	2.00
3.65	60.11	10.33	130.00	0.46	1.94	51.85	1.16	1.87
1.44	84.26	12.00	167.20	0.50	1.17	71.12	1.18	1.23
0.46	94.97	-	-	-	-	-	-	-

Tableau 1: Récapitulatif des valeurs des dimensions " \bar{L} " et " \bar{l} ", les taux d'allongement et de réduction des grains " t_1 " et " t_2 " ainsi que les coefficients d'allongement et de réduction en fonction du taux de déformation "Z". Les mesures ont été prises sur des photos micrographiques (17 x 12)mm.

On considère que les N_i et les n_i sont les $n^{i\text{ème}}$ mesures d'un grain respectivement dans le sens de la longueur et de la largeur de la photo correspondant à L_i et l_i ; on les appelle aussi fréquence.

z(%)	ϵ	Dans le sens longitudinal de la face "c"			Dans le sens transversal de la face "c"		
		N_i max.	\bar{L} (mm)	$\sigma_{\bar{L}}$	n_i max.	\bar{l} (mm)	$\sigma_{\bar{l}}$
0	0	178	4.49	2.86	216	4.05	2.58
20.44	0.22	77	5.61	3.48	313	3.34	1.82
39.46	0.50	66	7.13	4.16	500	2.76	1.55
60.11	0.92	60	10.33	7.24	930	1.95	1.07
84.86	1.85	74	12.00	8.70	3128	1.17	0.46
94.26	2.99	-	-	-	-	-	-

Tableau 2: Récapitulatif des valeurs des $n^{i\text{ème}}$ mesures maximales, des dimensions moyennes et des écarts types en fonction des taux de déformation.

On constate que la fréquence N_i max. diminue et que la fréquence n_i max. augmente en fonction de "z" (tableau 2).

Les écarts types des valeurs N_i augmentent en fonction de "z", de même que les dimensions moyennes \bar{L} (tableau 2).

Dans le sens transversal de la face "c", les valeurs maximales n_i augmentent en fonction de "z".

Les écarts types des valeurs n_i , de même que les dimensions moyennes \bar{l} diminuent en fonction de "z" (tableau 2).

Le coefficient de distribution des grains γ ($\bar{L}/\sigma\bar{L}$) sur la face "c" est :

$$B1 = 1.54 = + 0.16 \text{ (tableau 3)}$$

Le coefficient de distribution des grains γ ($\bar{l}/\sigma\bar{l}$) est :

$$B2 = 1.65 = + 0.15 \text{ (tableau 3)}$$

z(%)	Dans le sens du laminage			Dans le sens transversal au laminage		
	\bar{L} (mm)	$\sigma\bar{L}$ (mm)	$\bar{L}/\sigma\bar{L}$	\bar{l} (mm)	$\sigma\bar{l}$ (mm)	$\bar{l}/\sigma\bar{l}$
0	4.49	2.86	1.57	4.05	2.58	1.50
20.44	5.61	3.48	1.61	3.34	1.82	1.83
39.46	7.14	4.16	1.71	2.75	1.55	1.77
60.11	10.33	7.24	1.43	1.94	1.07	1.81
84.26	12.00	8.70	1.38	1.18	0.46	2.56

Tableau 3: récapitulatif des valeurs des coefficients de distribution des dimensions " \bar{L} " et " \bar{l} " des grains γ en fonction du taux d'écroutissage.

La figure 8 a mis en relief la diminution du taux du volume de la phase austénitique en fonction du taux de déformation. Nous pensons que ceci est dû à la fragmentation ou à l'écoulement de la phase austénitique dans la phase ferritique.

On a représenté sur la figure 9 la variation des dimensions des grains γ " \bar{L} " et " \bar{l} " de la face "c" ainsi que la variation de l'épaisseur de l'éprouvette en fonction de la déformation relative, et on constate que l'écrasement des grains austénitiques n'est pas proportionnel à la diminution de l'épaisseur de l'éprouvette. Notons que toutes les mesures des dimensions des grains γ a été faite à l'aide d'un quantimètre.

On constate que la croissance des 2 fonctions est progressive, et la différence des valeurs R_m et R_e est uniforme, d'où :

$R_m - R_e = f(\epsilon)$ est presque constante.

VI. ETUDE DES CARACTERISTIQUES MECANIQUES.

VI.1- Essai de traction:

Dans l'étude des caractéristiques mécaniques, on a représenté l'allure des courbes de consolidation de l'acier austénite-ferritique laminé. Les observations nous ont permis de déduire que pour $\epsilon = 0$, les résultats de la charge de rupture et des limites élastiques sont respectivement:

$$R_m = 39 \text{ kg/mm}^2 \quad \text{et} \quad R_e = 26 \text{ kg/mm}^2 \quad (\text{figure 10})$$

VI.2- Microdureté: (4)

Des études antérieures ont montré que la différence des microduretés des 2 phases α et γ à haute température, la ferrite est nettement plus plastique que l'austénite, subissant de ce fait, dans certaines conditions, des vitesses de déformation, qu'elle n'est pas à même de supporter sans se rompre.

γ_b (HV)	γ_c (HV)	γ_a (HV)	
88.2	85.4	88.5	(figure 11)
55.1	52.1	57.1	

La distribution des valeurs des microduretés sur la face "a" de la phase γ est donnée par le calcul de l'écart type, et on déduit:

$$\sigma_{\gamma a} 0\% \ll \sigma_{\gamma a} 94.97\% \quad (\text{tableau 4}).$$

La différence des microduretés de la phase des 3 faces n'est pas apparente.

La distribution des valeurs des microduretés sur la face "a" des phases est donnée par le calcul de l'écart type, et on déduit:

$$\sigma_{\alpha a} 0\% \ll \sigma_{\alpha a} 94.97\% \quad (\text{tableau 4}).$$

Phases	Z%	0	20.44	39.46	60.11	84.26	94.97
	Ecart type						
γ	$\sigma_{\gamma a}(HV)$	22.50	32.50	25	34	46	50
	$\sigma_{\gamma b}(HV)$	23	35	30	33.50	19	
	$\sigma_{\gamma c}(HV)$	23	28	16	33.50	20	
α	$\sigma_{\alpha a}(HV)$	19	30	19.50	28	46	26
	$\sigma_{\alpha b}(HV)$	19	20	30	36	18	
	$\sigma_{\alpha c}(HV)$	18	22.50	21	27	16.50	

Tableau 4: Valeurs des écarts types des microduretés pour chaque taux de déformation des phases α et γ

Après le traitement thermique et avant l'érouissage, les microduretés sont identiques sur chaque face et sur les 2 phases α et γ ; puis lors des différents taux de déformation, les écarts des microduretés des 2 phases s'accroissent sur chaque face; $\sigma_{\alpha}(HV) \ll \sigma_{\gamma}(HV)$.

La relation des microduretés moyennes de chaque face HV_{atotal} , HV_{btotal} et HV_{ctotal} après chaque taux d'érouissage est la suivante:

$$\overline{HV}_{btotal} > \overline{HV}_{ctotal} > \overline{HV}_{atotal} \quad (\text{tableau 5})$$

ϵ	0	0.22	0.50	0.92	1.85	Moyenne des microduretés après toutes les déformations
$HV(\alpha+\gamma)$						
HV_{atotal}	194	225	231	245.5	252	$\overline{HV}_a = 229.5$
HV_{btotal}	194	222	249	254	253	$\overline{HV}_b = 234.4$
HV_{ctotal}	194	222	245	255.5	250	$\overline{HV}_c = 233.4$

Tableau 5

VII. CONCLUSIONS.

Les résultats d'érouissage obtenus sont dus aux traitements thermiques effectués préalablement. Les études stéréologiques et

les caractéristiques mécaniques permettent de donner un nouveau regard sur les possibilités d'utilisation en se basant sur ces nouveaux résultats lors des différents écrouissages.

En bref, il a été mis en relief dans cette étude stéréologique, les coefficients moyens de réduction et d'allongement des grains austénétiques en fonction des taux de déformation ainsi que la variation des écarts types et des coefficients moyens de distribution dans le sens de la longueur et de la largeur de la face "c".

Il a été constaté aussi la diminution du taux du volume d'austénité en fonction du taux d'écrouissage.

Les valeurs des caractéristiques mécaniques R_m , R_e et les microduretés croissent en fonction de la déformation relative et le taux de déformation des grains austénétiques. Comme remarque générale importante serait relative aux caractéristiques mécaniques des faces "a", "b" et "c" qui sont différentes, et ceci est dû à l'orientation cristallographique dont il serait nécessaire d'étudier l'évolution des textures et l'évolution des densités de dislocations sur chaque phase et sur chaque face.

La déformation à froid est plus intéressante, certes d'un point de vue économie d'énergie calorifique, mais non d'un point de vue gain de temps. En effet, cette technique présente un grand inconvénient qui est la vitesse de déformation très lente. Seule une étude technico-économique du produit de fabrication peut décider d'une application pratique. Des essais comparatifs dans les sites industriels et le laboratoire pourraient faire l'objet d'une étude.

Taux de déformation (%)	Valeurs moyennes des caractéristiques mécaniques			Ecart type	Coefficient de distribution
	R_m (MPa)	R_e (MPa)	Microdureté		
0	520	280	180	10	1.2
10	530	290	185	12	1.3
20	540	300	190	15	1.4
30	550	310	195	18	1.5
40	560	320	200	20	1.6

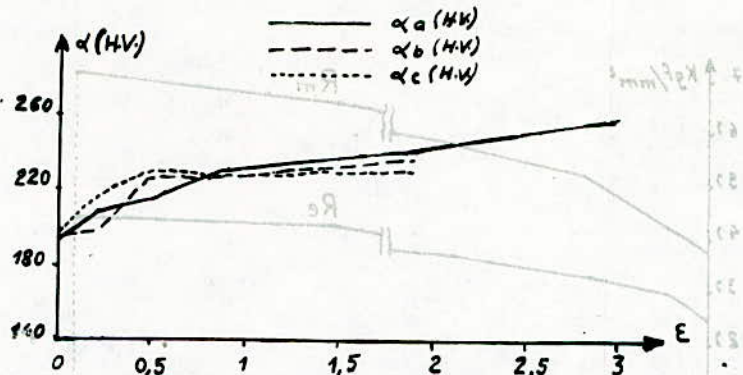


Figure 12: Variation des microduretés de la phase α des faces "a", "b" et "c" en fonction de la déformation relative "E".

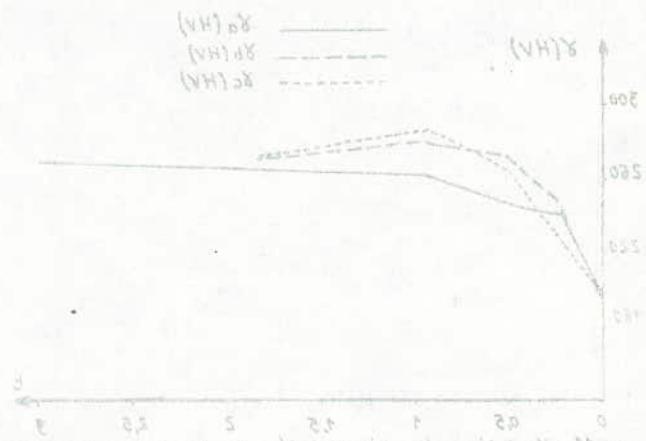


Figure 13: Variation des microduretés de la phase α des faces "a", "b" et "c" en fonction de la déformation relative (E).

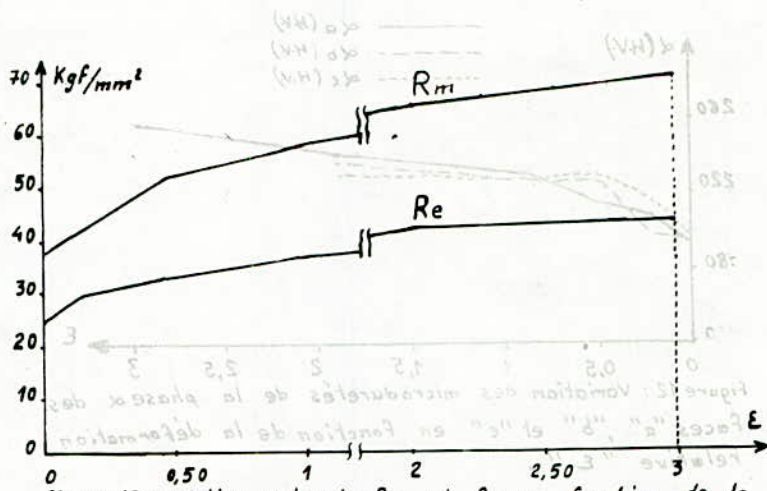


Figure 10: Relation entre la R_m et R_e en fonction de la déformation relative (ϵ)

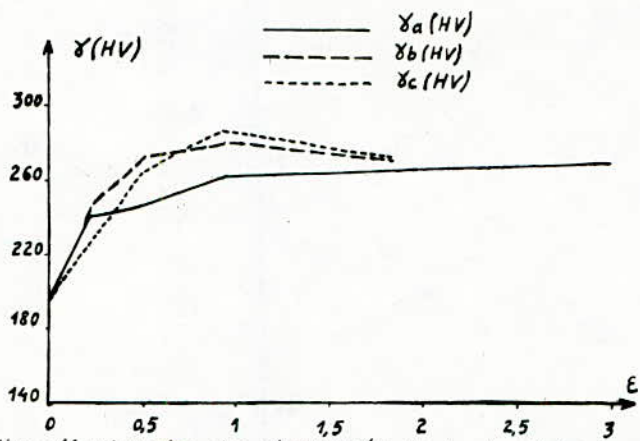


Figure 11: Variation des microduretés de la phase γ des faces "a", "b" et "c" en fonction de la déformation relative (ϵ).

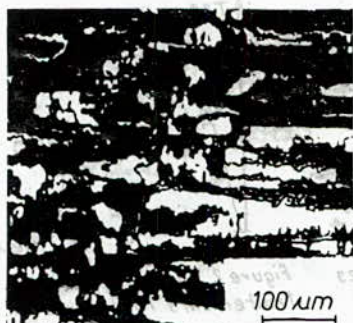


Figure 7 : face "a", $\bar{\alpha} = 94,97\%$

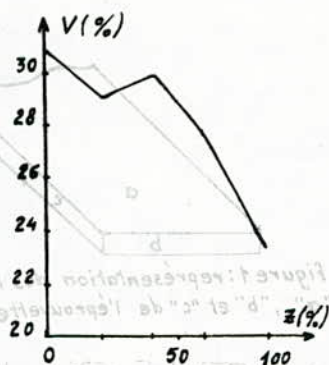


Figure 8: Relation entre le taux de déformation (\bar{z}) et le taux du volume d'austénite (V)

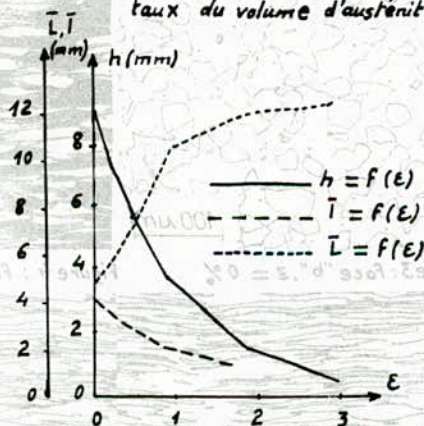


Figure 9: Relation entre l'épaisseur de l'ébauche (h), la longueur et la largeur moyennes des grains γ (\bar{L}, \bar{I}) sur la face "c" en fonction de la déformation relative.

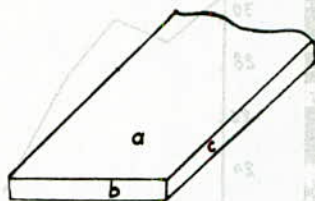


Figure 1: représentation des faces "a", "b" et "c" de l'éprouvette

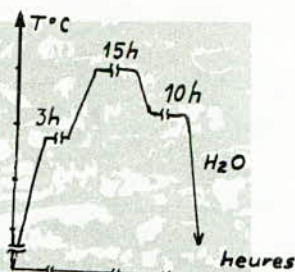


Figure 2: gamme de traitements thermiques

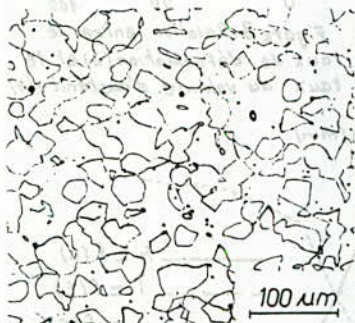


Figure 3: face "b", $z = 0\%$

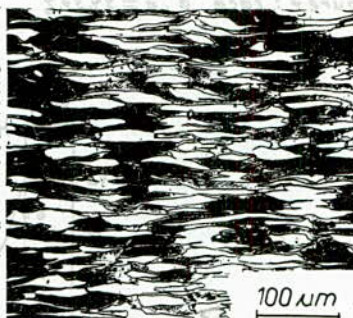


Figure 4: face "b", $z = 60,11\%$

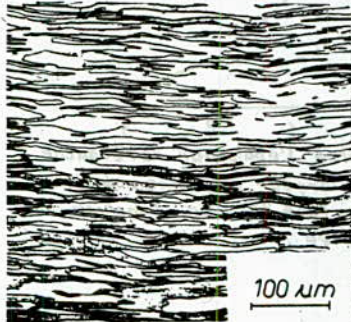


Figure 5: face "c", $z = 84,26\%$

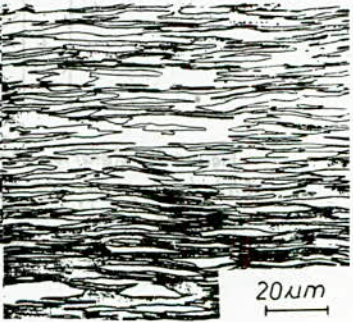


Figure 6: face "b", $z = 84,26\%$

* B I B L I O G R A P H I E *

- 1/ A. DESESTRET; R. MAYOUD;
Revue de métallurgie -4- 1984
- 2/ M. BLIHARSKI;
Microbial corrosion Février 1984
- 3/ R. SCHERKE; P. KLIMANEK; D. BERGER;
Freib Forschundsh B.225 - 1982
- 4/ T. LAKHTINE;
Métallographie et traitements thermiques des métaux
(Mir)
- 5/ G. DE SMET;
La pratique de traitements thermiques des métaux
industriels (DUNOD)
- 6/ D. TREHEUX; DU. NGUYEN; C. RENAULT; P. GUIRALDENG;
Revue de métallurgie - 74 - 1977
- 7/ Y. ADDA; J.M. DUPOUX; J. PHYLIBERT; Y. QUERE;
Elements de métallurgie physique Tome 3

8/ E.E. UNDERWOOD;
Quantitative stéréologie - Addison - Wesley 1970

9/ I.D. SIMPSON;
Métal forum - 5 - 1982.

RESUME:
----- Cette étude traite du problème de l'optimisation d'une
famille particulière de grandeur. Les
stochométriques. C'est le cas par exemple des unités de mesure
d'appareils et dispositifs électroniques.
La première partie de ce travail concerne la détermination du
système. L'identification et la modélisation de ses paramètres.
Le problème du contrôle optimal de la fonction objectif, ainsi
des critères prédéfinies, est traité dans la deuxième partie.
Les objectifs que nous nous sommes fixés, sont le calcul du
volume optimal des stocks et de sa répartition, la maximisation
du produit à la sortie, la minimisation du surcoût et la
d'un taux moyen de production.

SIMULATION DE FONCTIONNEMENT D'UNE UNITE
DE MONTAGE DU POINT DE VUE DU CONTROLE
OPTIMAL DES STOCKS DE COMPOSANTES

CHIGARA Farid, M.A.S
KAPRCYNSZKI Bogdan, Professeur

Laboratoire d'Electronique Appliquée
Ecole Nationale Polytechnique

المخلص.
هذا البحث يتناول معالجة التحكم الاقصى الكبرى مثل وحدات تركيب الاجهزة الاليكترونية. في المرحلة الاولى تطرقنا الي عملية التقسيم النظام ثم التعريف ثم التشبيه. واما مشكلة التحكم الاقصى لهدف ذي خواص معنية فقد تترقنا اليها في المرحلة الثانية. الاهداف التي وضعناها هي: الحجم الاقصى للخزانات و توزيعها، ايجاد الانتاج الاقصى، تقليل و اختيار معدل الانتاج.

ABSTRACT:

----- Mainly devoted to optimal control, this studie deals with a particular type of large-scale systems: the stoichiometric systems. This is the case for example of assembly plants. The first part of this work concerns the decomposition of the systems, the identification and modelisation of its parameters. The second part deals with the optimization of the objective function. The main objectifs considered are the stocks, the production rate, the maximisation of the final product, and the minimisation of the surplus.

RESUME:

----- Cette étude traite du problème de l'optimisation d'une famille particulière de grand-système: les systèmes stoechiométriques. C'est le cas par exemple des unités de montage d'appareils et dispositifs électroniques. La première partie de ce travail concerne la décomposition du système, l'identification et la modélisation de ses paramètres. Le problème du contrôle optimal de la fonction objective, selon des critères prédéfinies, est traité dans la deuxième partie. Les objectifs que nous nous sommes fixés, sont le calcul du volume optimal des stocks et de sa répartition, la maximisation du produit à la sortie, la minimisation du surplus et le choix d'un taux moyen de production.

INTRODUCTION.

----- La commande des systèmes complexes répond aux problèmes dimensionnels. Un grand nombre d'études basées, pour la plupart, sur l'optimisation statique et dynamique de ces systèmes ont été développées [2, 7, 10, 12, 13] .

Pour les processus linéaires dynamiques, AOKI [1] a présenté le concept d'agrégation qui permet de trouver un modèle réduit. Cette approche fournit une bonne approximation du système réel. Elle est bien connue et, fait désormais partie des moyens usuels de l'automatique [2] .

Pour les autres types de systèmes, beaucoup d'auteurs se basent sur les méthodes de décomposition-coordination [4, 9, 11, 13] . Mais jusqu'à présent les problèmes de contrôle optimal ne sont résolus que pour des processus dont la formulation mathématique est décrite par des:

- relations aux équations algébriques (Processus statiques)
- relations intégral-différentielles (Systèmes dynamiques)
- équations aux dérivés partielles (systèmes à paramètres distribués)
- équations aux différences (systèmes à temps discrets).

On peut alors se demander si une simulation sur ordinateur peut être appliquée et conduire à une commande optimale d'une unité de montage. Ce système stoechiométrique est caractérisé par une fonction objective non différentiable dans le sens ordinaire. En effet, la sortie a pour expression:

$$y(t) \in \left[0, \min \left(x_1(t), x_2(t), \dots, x_n(t) \right) \right]$$

$x_1(t), x_2(t), \dots, x_n(t)$ étant les entrées du système

L'approche proposée consiste à décomposer l'unité de montage en plusieurs sous-systèmes. La solution globale étant obtenue en coordonnant les solutions partielles des sous-systèmes.

Nous avons adopté un modèle en structure d'arbre (fig.2) auquel est associé un ensemble cohérent et performant d'outils et de techniques d'identification et de commande.

Lors de la mise au point de cette méthode, nous avons procédé à une modélisation du stock par une distance et à une description de la régulation de ce stock par une boucle fermée. Cette procédure a permis le développement d'algorithmes conduisant à des conditions de fonctionnement optimales.

Les problèmes de contrôle optimal formulés ont conduit à des logiciels permettant:

- Une maximisation de la production,
- Une minimisation du surplus,
- Un choix judicieux de la valeur moyenne de la production,
- Un calcul optimal du volume des stocks.

I DECOMPOSITION DU GRAND SYSTEME ET IDENTIFICATION DES

PARAMETRES.

I.1. DECOMPOSITION:

----- La construction du modèle de l'unité de montage et les phases de son optimisation nécessitent un grand nombre de calculs. Ceux-ci augmentent rapidement avec les dimensions du système. La solution du problème est donc approchée par décomposition qui résulte en un nombre de sous-systèmes, ayant chacun ses objectifs et ses contraintes. L'interaction adoptée présente une forme hiérarchique dans laquelle un sous-système d'un niveau donné contrôle et coordonne les sous-systèmes des niveaux inférieurs et, est à son tour contrôlé par un sous-système du niveau supérieur (fig.1).

Niveau de Cascade

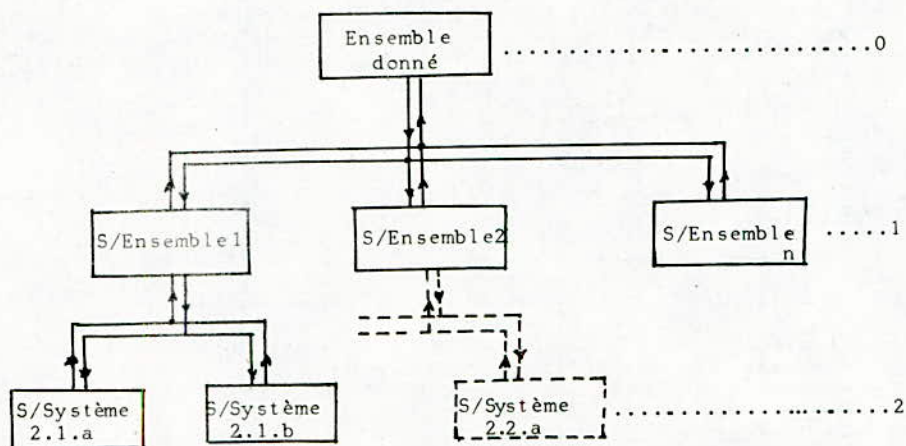


Fig.1: DECOMPOSITION HIERARCHIQUE D'UN GRAND SYSTEME

1.2. Identification des paramètres du système stoechiométrique

Le système stoechiométrique s'identifie et se caractérise

par :

- L'existence d'au moins un filtre stoechiométrique [8]
 - Plusieurs variables d'entrées $x_i(t)$, $i = 1, 2, \dots, n$.
- Ces variables sont des processus aléatoires, stationnaires [6]
- Plusieurs variables de commande appelées stocks, notées $s_i(t)$, $i = 1, 2, \dots, n$. Ces variables sont associées respectivement aux volumes de stock notés $V_i(t)$.
 - Des coefficients stoechiométriques α_i associés à chaque filtre stoechiométrique. Ces coefficients représentent les quantités de composants par assemblage.
 - L'existence éventuelle de stock à la sortie noté $r(t)$, associé au volume de stock noté $V_r(t)$.
 - Une seule variable de sortie $Y(t)$ définie par l'expression :

$$y(t) \in \left[0, \min \left[\frac{x_1(t) + s_1(t)}{\alpha_1}, \frac{x_2(t) + s_2(t)}{\alpha_2}, \dots, \frac{x_n(t) + s_n(t)}{\alpha_n} \right] \right] \quad (2)$$

- L'existence d'un surplus $S_p(t)$
- Une sortie maximale $y_{\max}(t)$ définie par la relation :

$$y_{\max}(t) = \min \left[\frac{x_1(t) + s_1(t)}{\alpha_1}, \frac{x_2(t) + s_2(t)}{\alpha_2}, \dots, \frac{x_n(t) + s_n(t)}{\alpha_n} \right] \quad (3)$$

La structure générale d'un grand système stoechiométrique se présente comme une structure d'arbre avec un filtre stoechiométrique à chaque bifurcation (fig. 2).

II. MODELISATION.

L'identification des éléments d'un sous-système à un niveau donné est faite de manière à ce que la modélisation mathématique soit compatible avec une structure hiérarchique de contrôle. Nous formalisons dans un premier temps les modules des sous-systèmes (filtre stoechiométrique, stocks, rebuts technologiques), et par la suite, nous analysons leur fonctionnement en tant que système stoechiométrique.

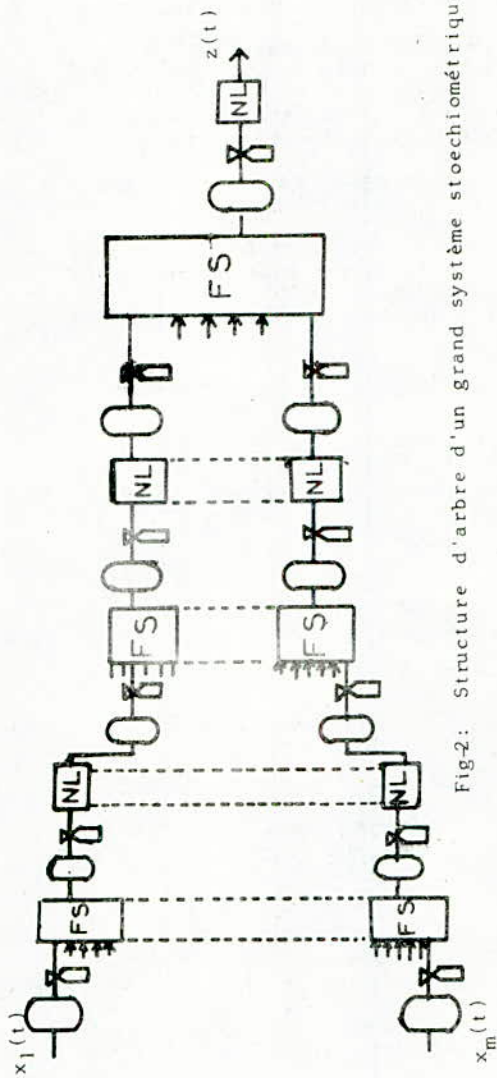


Fig-2: Structure d'arbre d'un grand système stoechiométrique.

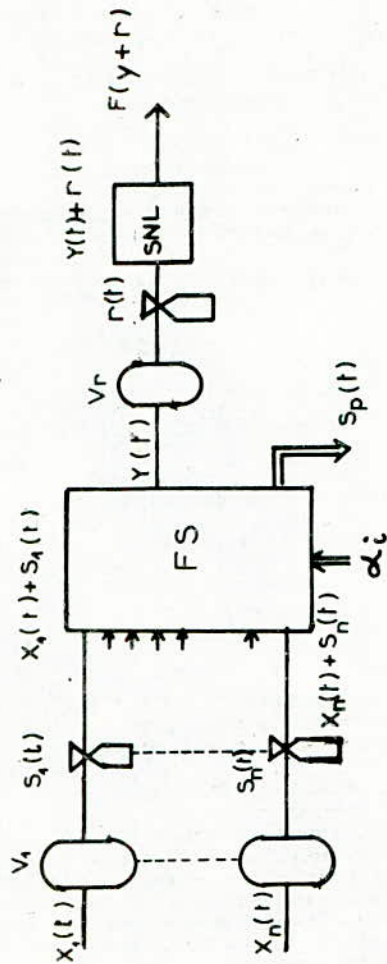


Fig-3: Sous système avec un filtre stoechiométrique.

II.1. LE FILTRE STOECHEOMETRIQUE:

----- Le filtre stoechiométrique (fig.4) représente l'opération d'assemblage de plusieurs composants ou sous-systèmes [8]. Il est caractérisé par:

- Plusieurs variables d'entrées $x_i(t)$, $i = 1, 2, \dots, n$
- Une seule variable de sortie $y(t)$.

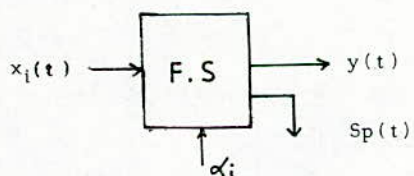


FIG.4: FILTRE STOECHEOMETRIQUE

La variable de sortie $y(t)$ dépend:

- Des variations des entrées $x_i(t)$
- Du nombre d'entrées n
- De la corrélation entre les entrées $x_i(t)$.

La valeur maximale de cette sortie sera définie par la relation:

$$y_{\max}(t) = \min \left[\frac{x_1(t)}{\alpha_1}, \frac{x_2(t)}{\alpha_2}, \dots, \frac{x_n(t)}{\alpha_n} \right] \quad (4)$$

La sortie du filtre peut atteindre une valeur maximale S (saturation du système) et de ce fait, un surplus $Sp(t)$ se dégage. Dans cette étude il n'a pas été tenu compte de ce dernier paramètre, considéré sans valeur économique. La sortie $y(t)$ aura pour valeur maximale:

$$y_{\max}(t) = \min \left[\frac{x_1(t)}{\alpha_1}, \frac{x_2(t)}{\alpha_2}, \dots, \frac{x_n(t)}{\alpha_n}, S \right] \quad (5)$$

II.2. Modèle mathématique des stocks:

----- L'expérience montre qu'un système stoechiométrique ne peut fonctionner qu'avec des stocks (fig.5).

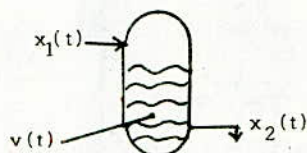


FIG.5: VOLUME DE STOCK.

Ces stocks sont des sous-systèmes particuliers décrits par la relation:

$$v(t) = V_0 + \int_0^t (x_1(\tau) - x_2(\tau)) d\tau \quad (6)$$

V_0 désigne le volume initial.

Le volume étant limité par une valeur maximale V_m , on peut écrire:

$$0 \leq v(t) \leq V_m$$

En tenant compte de (6), cette relation devient:

$$0 \leq V_0 + \int_0^t (x_1(\tau) - x_2(\tau)) d\tau \leq V_m \quad (7)$$

Connaissant $x_1(\tau)$ et $x_2(\tau)$, des algorithmes sont développés pour déduire V_0 et V_m . Les contraintes propres au système restent toujours respectées.

$$\text{On trouve: } V_0 = \max \left| \int_0^t (x_1(\tau) - x_2(\tau)) d\tau \right| \quad (8)$$

$$V_m = V_0 + \max \left| \int_0^t (x_1(\tau) - x_2(\tau)) d\tau \right| \quad (9)$$

Ces résultats sont obtenus sur la base de la modélisation du stock par une distance. En effet, on peut définir, sur un espace borné, une distance telle que:

$$\rho(f, g) = \sup_{t \in \Delta} |f(t) - g(t)| \quad |8|$$

$$\Delta = [a, b]$$

Si on prend $f(t) = \int_0^t x_1(\tau) d\tau$

$$g(t) = \int_0^t x_2(\tau) d\tau$$

On a alors:

$$\rho(f, g) = \sup_{t \in [0, T]} \left| \int_0^t (x_1(\tau) - x_2(\tau)) d\tau \right| = d(x_1(t), x_2(t)) \quad (10)$$

$d(x_1(t), x_2(t)) = 0 = \frac{v}{2}$ est un modèle de stock que nous proposons dans cette étude. C'est une nouvelle approche dans la modélisation des systèmes stoechiométriques.

III.3. Rebut^s technologiques:

----- En général, les entrées $x_i(t)$ ne sont pas toujours conformes aux spécifications requises et un taux de rebut $w_i(t)$ est considéré. Ce coefficient relatif à chaque composant est compris entre 0 et 1. Il permet une évaluation plus précise des paramètres du système et conduit à un choix adéquat des valeurs moyennes des entrées $x_i(t)$.

En pratique, le pourcentage est calculé en testant des échantillons prélevés à divers niveaux.

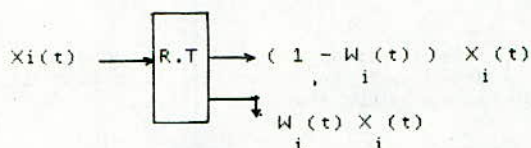


Fig.6: Sous-système, "RÉBUT TECHNOLOGIQUE"

La sortie $y(t)$ aura une valeur maximale définie par:

$$y_{\max}(t) = \min \left[\frac{(1 - w_1(t)) x_1(t)}{\alpha_1}, \dots, \frac{(1 - w_n(t)) x_n(t)}{\alpha_n} \right] \quad (11)$$

II.4. Variables de commande $s_i(t)$.

----- Les variables de commande $s_i(t)$, définies au paragraphe I.2 assurent la régulation des entrées du filtre stoechiométrique. Elles représentent les quantités de composants à ajouter ou à retrancher aux volumes de stock de façon à optimiser la sortie du filtre stoechiométrique. À partir des considérations étudiées au paragraphe II.2, nous avons défini par une boule fermée de centre $x_i(t)$ et de rayon

U_{io} : $B(x_i(t), U_{io})$ l'ensemble des variables de commande $s_i(t)$ tel

$$\text{que: } d(x_i(t) + s_i(t), x_i(t)) \leq U_{io}$$

Le résultat obtenu est illustré par la figure 7.

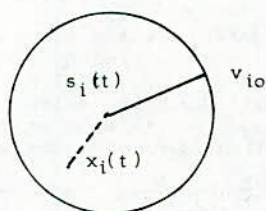


Fig.7: Ensemble des variables de commande.

Les variables de commande appartiennent donc à une boule qui a

pour expression:

$$B(x_i(t), U_{io}) = (x_i(t) + s_i(t)) \in E / d(x_i(t) + s_i(t), x_i(t)) \leq U_{io} \quad (12)$$

Cette modélisation permet de déterminer les variables de commande, assurant les conditions de fonctionnement optimales.

II.5. Sous-système non linéaire:

----- La présence du sous-système non linéaire, caractérisé par son opération f modélise le phénomène "d'échelle de fonctionnement d'une unité de production". Cette propriété liant la production à la demande est une fonction non linéaire qui peut être localement convexe ou localement concave 6.

En associant les techniques de décision optimales à des procédures de coordination, il est possible de traiter la régulation dynamique de la production et des stocks. L'opportunité et le choix d'une fonction de régulation $r(t)$ avec une variance et une moyenne nulle, nous permet d'ajuster la production à la demande avec une efficacité économique optimale.

En effet, pour le système de la figure 8 suivante:



Fig.8: Sous-système non linéaire.

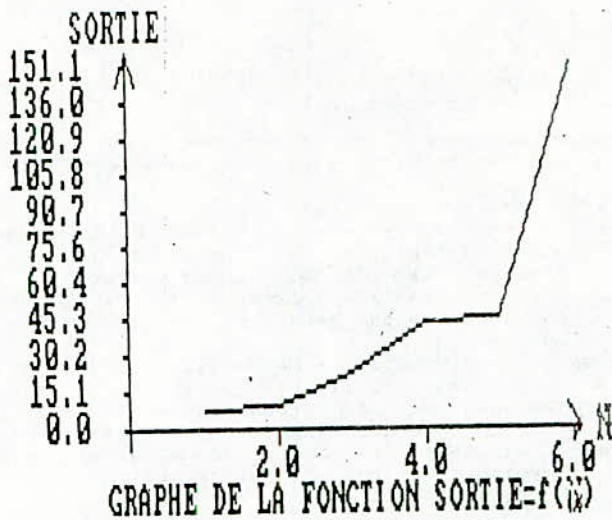
Il faut trouver $y(t)$ tel que $Z = \int_0^t Z(t)dt$ soit maximale.

Le développement en série de Taylor au point $\bar{y} + r(t)$ nous donne:

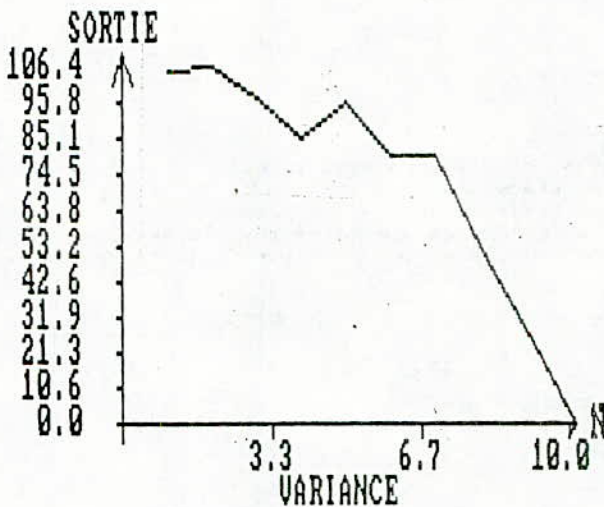
$$\int_0^T f(y + r)dt = \int_0^T f(y)dt + \frac{f''(t)}{2} \sigma^2 \quad (13)$$

σ^2 à le sens de distance dans l'espace $L(0, T)$ ou de variance si $r(t)$ est un processus aléatoire.

Dans le cas général, $y(t) = \bar{y} + r(t)$ ou $r(t)$ est un processus aléatoire avec la valeur moyenne nulle et la variance σ , Selon que l'on soit dans la partie concave ou



 CONTROLE DE LA SORTIE : PARTIE NON LINEAIRE CONVEXE



 CONTROLE DE LA SORTIE : PARTIE NON LINEAIRE CONCAVE

III.2.1- Calcul et répartition du volume optimal:

On peut déterminer, pour des entrées $x_i(t)$ et $x_j(t)$ connues, la distance:

$$d(x_i(t), x_j(t)) = \sup_{t \in [0, T]} \left| \int_0^t (x_i(\tau) - x_j(\tau)) dZ \right|$$

Le calcul de cette expression nous conduit à une matrice que l'on appelle matrice des distances.

$$D = \begin{pmatrix} d(x_1(t), x_1(t)) & d(x_1(t), x_2(t)) & \dots & d(x_1(t), x_n(t)) \\ 1 & 1 & & 1 & n \\ d(x_2(t), x_1(t)) & & & & \\ 2 & 1 & & & \\ \cdot & & & & \\ \cdot & & & d(x_i(t), x_j(t)) & \\ \cdot & & & i & j & \cdot \\ \cdot & & & & & \cdot \\ \cdot & & & & & \cdot \\ d(x_n(t), x_1(t)) & \dots & \dots & \dots & d(x_n(t), x_n(t)) \\ n & 1 & & & n & n \end{pmatrix}$$

Cette matrice présente les propriétés suivantes:

- $d(x_i(t), x_j(t)) = d(x_j(t), x_i(t))$
- $d(x_i(t), x_j(t)) = 0$ pour $i = j$
- $d(x_i(t), x_j(t)) \geq 0$ pour $i \neq j$

Le volume total de stock $w = \sum_{i=1}^n v_i$ aura pour valeur optimale w_{opt} qui est définie par l'expression:

$$w_{opt} = \min_j \sum_{i=1}^n d(x_i(t), x_j(t)) \quad (14)$$

convexe de la caractéristique, une augmentation ou une diminution respective de w_i entraîne un accroissement de la sortie. Ces résultats sont illustrés par les figures 8 et 9.

III. CONTROLE OPTIMALE.

III.1- Position du problème:

Plusieurs types de problèmes de contrôle peuvent être formulés. En effet, pour un système avec un seul filtre stoechiométrique (fig.3), différents cas sont traités.

- Pour des entrées données $x_i(t)$, $i = 1, 2, \dots, n$, et pour tout volume de stock, on détermine les variables de commande $s_i(t)$ ou $r_i(t)$ de façon à maximiser le produit à la sortie du système, c'est à dire la quantité $\int_0^T y(t)dt$.

- Pour des entrées données $x_i(t)$, $i = 1, 2, \dots, n$, et pour les contraintes d'inégalité relatives au volume de stock $w_i \leq \bar{w}_i$, on trouve la répartition du volume total de stock w de façon à maximiser la sortie, c'est à dire la quantité $\int_0^T y(t)dt$. La contrainte admissible dans ce cas est que les variables $s_i(t)$ et $r_i(t)$ soient optimales.

- Pour tout volume de stock fixé au préalable, on détermine les commandes $s_i(t)$ et $r_i(t)$ en temps réel, de façon à obtenir:

- . La maximisation de la production y , qui est égale à la quantité $\int_0^T y(t)dt$,
- . La minimisation du surplus $Sp(t)$,
- . Un choix judicieux de la valeur moyenne de la production y_{moy} .

Les problèmes mentionnés peuvent être généralisés à des systèmes stoechiométriques composés de plusieurs filtres.

III.2- Contrôle en temps différé:

Le contrôle en temps différé s'appuie sur les lois statistiques que suivent les paramètres du système. L'hypothèse d'une distribution normale des entrées a été faite lors du développement des algorithmes 6. L'influence de la corrélation des entrées sur la sortie a été étudiée.

III.3- Contrôle en temps réel:

----- Le contrôle en temps réel permet d'optimiser des critères implicites ou explicites d'un système pouvant être soumis à des perturbations non prévisibles. Ces perturbations peuvent être des variations dans les variables physiques (entrées, compositions, etc...) ou des changements dans les conditions économiques.

III.3.1-Maximisation de la sortie:

----- La maximisation de la sortie consiste à faire tendre la valeur $y(t)$ vers une valeur maximale, sans toutefois dépasser la saturation qui est une caractéristique propre au système. Cette opération dépend de la disponibilité permanente de composants aux entrées et dans les stocks. Un surplus se dégage quand les volumes de stocks atteignent leurs capacités maximales.

Le tableau 1 présente les résultats obtenus pour un sous-système à 3 entrées. Les variables de commande $si(t)$ sont générées pour obtenir y_{max} . Les contraintes sur les volumes (V_0, V_m) et sur la saturation S restent respectées.

III.3.2- Minimisation du surplus:

----- Nous montrons ici une autre application particulière de la méthode développée dans cette étude. La minimisation du surplus est obtenue en essayant de rapprocher la sortie $y(t)$ vers une valeur moyenne fixée au préalable. Si les surplus dégagés peuvent être absorbés par les stocks, $y(t)$ prendra une valeur supérieure à y_{moy} , sans toutefois dépasser la valeur imposée par la saturation qui est la limite au delà de laquelle le surplus ne peut être évité.

Le tableau 2 présente les résultats pour un sous-système à trois entrées. Les variables de commande $si(t)$ sont générées pour obtenir un surplus minimale. Les contraintes sur les volumes (V_0, V_{max}), et sur la saturation S restent respectées.

III.3.3- Choix de la valeur moyenne de la sortie:

----- Le développement de l'algorithme conduisant à un minimum de surplus pose un autre problème: le choix de la valeur moyenne de la sortie. La figure 10 présente la relation entre les surplus et la valeur moyenne y_{moy} . Il est évident que la valeur à choisir devrait être une valeur donnant un minimum de surplus et serait proche de la saturation.

Un deuxième critère du choix de la valeur moyenne peut être l'obtention d'un minimum d'écart entre la valeur moyenne de la sortie fixée et la sortie réellement obtenue. La figure 11 présente la relation entre y_{moy} et l'écart. Si l'écart est positif, nous aurons des réalisations supérieures aux prévisions. Si l'écart est négatif, nous aurons le cas contraire. Ces résultats permettent une prise de décision aisée dans la gestion de la production.

TABLEAU-1- : MAXIMISATION DE LA PRODUCTION

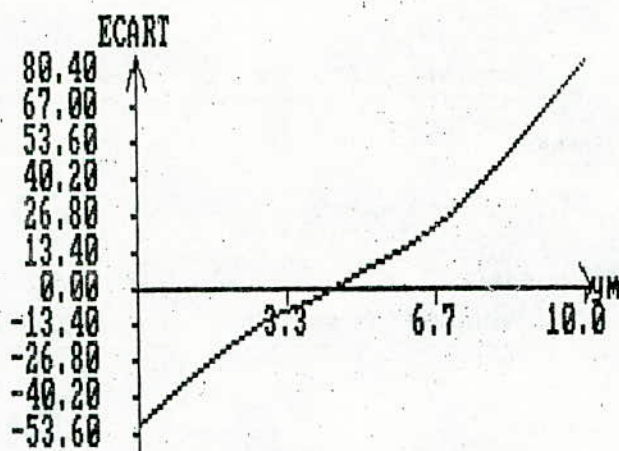
 DONNEES INITIALES

NOMBRE D'ENTREES..... 3
 VOLUME DE SATURATION..... 3
 PERIODE..... 30

ENTREE	COEFFICIENT	STOCK INITIALE	STOCK MAX
1	1	4	6
2	1	6	6
3	1	3	5

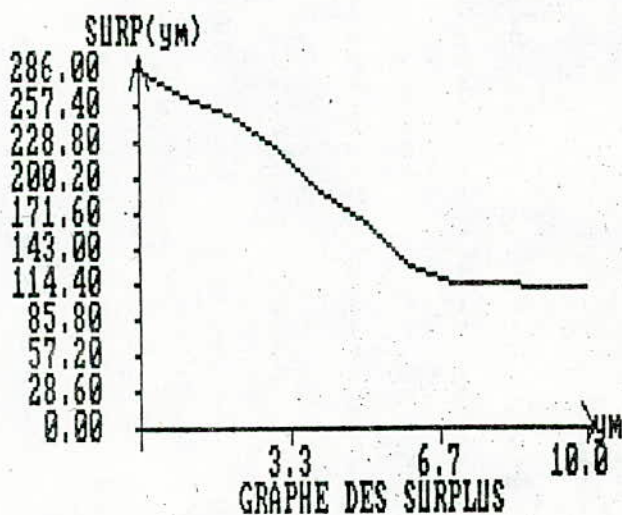
 RESULTATS

T	X1	X2	X3	Y	V1	V2	V3	S1	S2	S3	SP1	SP2	SP3
1	5	4	2	3	4	6	3	2	0	-1	0	1	0
2	6	4	0	2	6	6	2	0	0	-2	4	2	0
3	2	4	0	0	6	6	0	0	0	0	2	4	0
4	6	1	1	1	6	6	0	0	0	0	5	0	0
5	1	6	3	3	6	6	0	-2	0	0	0	3	0
6	3	0	4	3	4	6	0	0	-3	1	0	0	0
7	0	2	3	3	4	3	1	-3	-1	0	0	0	0
8	3	0	2	2	1	2	1	1	-2	0	0	0	0
9	5	6	2	3	2	0	1	2	3	-1	0	0	0
10	4	0	3	3	4	3	0	1	-3	0	0	0	0
11	3	5	0	0	5	0	0	1	5	0	2	0	0
12	3	6	4	3	6	5	0	0	1	1	0	2	0
13	1	3	1	2	6	6	1	-1	0	-1	0	1	0
14	1	2	2	2	5	6	0	-1	0	0	0	0	0
15	6	1	3	3	4	6	0	2	-2	0	1	0	0
16	6	4	0	0	6	4	0	0	2	0	6	2	0
17	0	5	0	0	6	6	0	0	0	0	0	5	0
18	2	4	0	0	6	6	0	0	0	0	2	4	0
19	3	0	3	3	6	6	0	0	-3	0	0	0	0
20	2	5	4	3	6	3	0	-1	2	1	0	0	0
21	6	4	1	2	5	5	1	1	1	-1	3	1	0
22	3	5	3	3	6	6	0	0	0	0	0	2	0
23	3	6	5	3	6	6	0	0	0	2	0	3	0
24	1	1	0	2	6	6	2	-1	-1	-2	0	0	0
25	5	0	5	3	5	5	0	1	-3	2	1	0	0
26	2	1	0	2	6	2	2	0	-1	-2	0	0	0
27	0	0	1	1	6	1	0	-1	-1	0	0	0	0
28	0	2	3	2	5	0	0	-2	0	1	0	0	0
29	0	5	1	2	3	0	1	-2	3	-1	0	0	0
30	0	4	1	1	1	3	0	-1	3	0	0	0	0



GRAPHE DES ECARTS

4 EST LA PRODUCTION MOYENNE QUI MINIMISE L'ECART



10 EST LA PRODUCTION MOYENNE QUI MINIMISE LE SURPLUS DONT LA VALEUR EST 1

TABLEAU-2- : MINIMISATION DU SURPLUS

 DONNEES INITIALES

NOMBRE D'ENTREES..... 3
 VOLUME DE SATURATION..... 4
 PERIODE..... 30
 PRODUCTION MOYENNE..... 3

ENTREE	COEFFICIENT	STOCK INITIALE	STOCK MAX
1	1	4	6
2	1	5	6
3	1	6	8

 RESULTATS

T	X1	X2	X3	Y	V1	V2	V3	S1	S2	S3	SP1	SP2	SP3
1	5	4	4	3	4	5	6	2	1	1	0	0	0
2	6	4	1	3	6	6	7	0	0	-2	3	1	0
3	2	4	1	3	6	6	5	-1	0	-2	0	1	0
4	6	1	2	3	5	6	3	1	-2	-1	2	0	0
5	1	6	5	3	6	4	2	-2	2	2	0	1	0
6	3	0	7	3	4	6	4	0	-3	4	0	0	0
7	0	2	4	3	4	3	8	-3	-1	0	0	0	1
8	3	0	3	2	1	2	8	1	-2	0	0	0	1
9	5	6	3	3	2	0	8	2	3	0	0	0	0
10	4	0	5	3	4	3	8	1	-3	0	0	0	2
11	3	5	0	3	5	0	8	0	2	-3	0	0	0
12	3	6	7	3	5	2	5	0	3	3	0	0	1
13	1	3	1	3	5	5	8	-2	0	-2	0	0	0
14	1	2	3	3	3	5	6	-2	-1	0	0	0	0
15	6	1	5	3	1	4	6	3	-2	2	0	0	0
16	6	4	1	3	4	2	8	2	1	-2	1	0	0
17	0	5	0	3	6	3	6	-3	2	-3	0	0	0
18	2	4	0	3	3	5	3	-1	1	-3	0	0	0
19	3	0	5	3	2	6	0	0	-3	2	0	0	0
20	2	5	6	3	2	3	2	-1	2	3	0	0	0
21	6	4	1	3	1	5	5	3	1	-2	0	0	0
22	3	5	5	3	4	6	3	0	0	2	0	2	0
23	3	6	8	3	4	6	5	0	0	3	0	3	2
24	1	1	0	3	4	6	8	-2	-2	-3	0	0	0
25	5	0	7	3	2	4	5	2	-3	3	0	0	1
26	2	1	0	2	4	1	8	0	-1	-2	0	0	0
27	0	0	2	0	4	0	6	0	0	2	0	0	0
28	0	2	4	2	4	0	8	-2	0	0	0	0	2
29	0	5	1	2	2	0	8	-2	3	-1	0	0	0
30	0	4	2	0	0	3	7	0	3	1	0	1	1

CONCLUSION.

La présente recherche a permis la mise au point d'une méthode qui conduit, selon des critères prédéfinis, à une commande optimale des unités de montage.

Nous avons montré que l'analyse de ces types de systèmes - les systèmes stoechiométriques - peut être obtenue par modélisation et simulation.

L'idée de modéliser le stock par une distance nous a permis de prévoir une structure optimale de l'unité de montage. Ce résultat intervient dans le dimensionnement des surfaces de stockage et dans les investissements initiaux.

La génération d'une fonction de régulation appartenant à une boule fermée a permis l'optimisation des différentes fonctions objectives que nous nous sommes fixés : (maximisation de la production, minimisation du surplus, choix adéquat du taux moyen de production et calcul optimal du volume des stocks).

Il est par ailleurs important de ne pas perdre de vue le cadre de travail que nous nous sommes fixé; à savoir la hiérarchisation de la commande. La structure proposée s'y intègre naturellement grâce à sa modularité.

Les logiciels développés nous ont montré que les capacités de calcul et de mémoires nécessaires à ce type de système sont à la portée du microcalculateur.

Les résultats obtenus dans cette étude sont une première étape dans l'automatisation complète des unités de montage.

* B I B L I O G R A P H I E *

- 1/ M. AOKI:
"Control of large dynamic systems by agregation",
I E E E trans on Automatic Control, Vol A.C 13,
Juin 1968
- 2/ P. BERTRAND; C.MICHAREMCO; J.M. SIRET:
"Sur la synthèse de modèle réduits par agrégation",
AFCET Vol 10, Juillet 1976
- 3/ J.H. CHOW:
"Modeling analyse and control of dynamic systems"
Journal of IFAC, Vol 21, Numero 3, Mai 1985
- 4/ D.W. CLARCKE:
"Identification of industrial process",
Journal of IFAC, Vol 10, Numéro 3, Mai 1982
- 5/ L.DIDAY; C.GOUARET:
"Classification automatique avec distance adaptée",
RAIRO, Vol 11, Numéro 4, 1977
- 6/ G.DOUMEIRCTS; D.BREUIL; L.PUM:
"La gestion de la production assistée par ordinateur"
ed. HERMES, 1984
- 7/ A. FOSSARD:
"Outil et modèles mathématiques pour l'automatique,
l'analyse des système et le traitement du signal",
Journal of IFAC, Vol 19, Numéro 1, Janvier 1983
- 8/ B. KAPRZYNSKI:
"A method of bursting equational constraints in the
optimisation of developpment of territorial
production plan", ECONOMICA-POLONA Numéro 2, 1979
- 9/ C.J. OLSDE:
"Dynamic hierarchical control",
Journal of IFAC, Vol 18, Numéro 4, July 1982
- 10/ W. SCHAFFER:
"Optimal control of complex systems by dynamic
programming"
IFAC/IFOR Symposium, Warsaw, July 1983
- 11/ F. STANCIULESCU:
"Application of the large scale system theory to the
optimisation of industrial processes"
IFAC/IFOR Symposium, Warsaw, July 1983

12/ A.TITLI; M.SINGH:
"Large scale systems: Decomposition, optimisation,
control", Pergamon Press; 1978

13/ D.A. WISMER:
"Optimisation for large scale systems"
University of California, Los-Angeles, 1971.

* RECOMMANDATIONS AUX AUTEURS POUR
LA PREPARATION D'UN ARTICLE *

Les contributions se présentent sous forme:

- d'articles de synthèses, ou monographiques,
- d'articles sur un sujet spécifique à caractère scientifique et/ou technologique, pouvant être le résultat de travaux de recherche,
- de communications courtes originales,
- des comptes rendus de séminaires, symposium, conférences, etc...

Elles doivent être envoyées à l'adresse ci-dessous, accompagnées des originaux des figures, à l'intention du Redacteur en Chef: Chaque article sera lu et apprécié par deux ou trois correcteurs désignés par le comité de rédaction sur proposition du conseil scientifique.

Les textes acceptés pour la publication ne seront pas retournés aux auteurs à moins d'une demande spécifique.

Après acceptation définitive, il ne sera pas possible d'inclure des informations complémentaires, ni d'accepter des corrections d'auteurs.

Les auteurs recevront les épreuves à relire avant publication.

Elles devront être retournées au plus tard dans les quinze jours.

1/ TITRE DE L'ARTICLE:

Le titre de l'article, le nom des auteurs et l'adresse postale complète doivent apparaître, il est souhaitable que l'adresse personnelle soit communiquée, ainsi que le numéro de téléphone.

2/ RESUME:

Un résumé de 100 à 200 mots doit apparaître sur la première page réservé à cet effet. Il doit être proposé en Arabe, en Anglais et en Français dans cet ordre. Un résumé n'est pas demandé pour les communications courtes. La publication devant se faire obligatoirement dans l'une de ces trois langues.

3/ PRESENTATION DU TEXTE:

Les textes doivent être envoyés en trois exemplaires dactylographiés sur une page recto seulement avec une marge importante (5cm) de manière que la partie écrite s'inscrive dans un format 15cm x 10cm. La revue étant elle même d'un format 21 x 15cm et l'impression est faite recto-verso, chaque publication doit comporter une dizaine de pages au maximum. Une page compte environ 25 lignes, et chaque ligne, 50 lettres. Les lettres grecques et les symboles inhabituels seront identifiés en toutes lettres dans la marge du manuscrit la première fois qu'ils seront utilisés.

Les équations doivent être numérotées dans le texte en chiffres arabes et on évitera l'emploi simultanés des indices.

Les références dans le texte apparaîtront par numéro entre crochets placé éventuellement après le nom d'un ou deux auteurs au maximum. La liste des références sera frappée en double interligne à la fin du texte dans l'ordre avec lequel elles apparaissent dans le texte. Pour les articles, la présentation suivante est conseillée: Nom et initiales des auteurs, titre de l'article, nom du journal, volume, chapitre ou page et la date entre parenthèse.

La nomenclature et les abréviations doivent être présentées par ordre alphabétique en fin de texte avant la liste des références. Le système d'unités employé est le système international. Toutefois, si la pratique industrielle ou les conventions utilisées dans le domaine nécessitent un autre système d'unités, l'équivalence dans le système international devra apparaître entre parenthèses.

4/ PRESENTATION DES FIGURES:

Les originaux des figures devront être envoyés sur papier calque blanc dessinées à l'encre de chine. Les légendes des figures devront se trouver sur une feuille accompagnant le texte manuscrit mais en aucun cas ne seront insérés sur la figure elle-même.

Les photographies, bien contrastées doivent s'inscrire dans le format 15 x 10. La numérotation des figures et des photographies est commune. Une liste doit en être fournie à part, avec leurs titres.

Toutes les figures doivent être présentées dans le texte: (fig.1) aux emplacements souhaités.

5/ PRESENTATION DES TABLEAUX:

Ils seront numérotés à part des figures et doivent être présentés dans le texte: (tableau 1) aux emplacements qui leur sont destinés.

Achévé d'imprimer sur les presses
de l'OFFICE DES PUBLICATIONS
UNIVERSITAIRES

1, Place Centrale de Ben Aknoun (Alger)

