

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE PUBLICATION

JOURNAL OF TECHNOLOGY



OPU

Revue Scientifique de l'ENP

1986 N°1

1, Place Centrale de Ben Aknoun (Alger)

RECOMMANDATIONS AUX AUTEURS POUR
LA PREPARATION D'UN ARTICLE
-o-o-o-o-o-o-o-o-o-o-o-o-o-o-o-

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, symposiums conférences etc ...

Elles doivent être envoyées à l'adresse ci-dessous, accompagnées des originaux des figures, à l'intention du rédacteur 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 en tête de l'article.

Afin de faciliter la correspondance, 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 3 langues.

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE PUBLICATION

JOURNAL OF TECHNOLOGY

TABLE DES MATIERES

Editorial par le Directeur de l'Ecole Nationale Polytechnique

1. Screen size influence on the A.C Break down voltage of a point screen plane Arrangement : A.BOUBAKEUR. M.BOUTENDJ.
2. Analyse des modes de conduction d'un redresseur à THYRISTORS. Alimentant un moteur à courant continu H. CHEKIREB, Z. BARSKI.
3. Adaptateur pour pompe solaire : M.HADDADI, R.SADOUN
4. Etude de comptement vibratoire du groupe motopropulseur d'un véhicule industriel : M.BOUKABACHE.
5. Etude de la propogation tropospherique par des ondes radio Electriques en monostatique par radar ST : K. SAADA.
6. Consolidation des diagrammes TTI et TRC d'un acier faiblement allié au manganèse M. BOUABDALLAH. & SCHMITT.
7. Consolidation des structures par collage d'armatures A. CHARIF.
8. Contribution à la récupération des normales paraffines par la méthode de l'urée : M.K.BOUAMOUD, R. BELABBES S.E CHITOUR.
9. Dimensionnement d'une section en béton précontraint du point de vue de l'Etat limite ultime - G.FARKAS.

Revue : Journal, of technology : Volume : 1 ; 1986.

Editée par l'Ecole Nationale Polytechnique.

Preface

J'aurais aimé en guise de préambule vous parler de la recherche ; et d'en définir les contours, à la réflexion, je trouve que cette tentative serait téméraire et en tout cas elle serait loin d'être exhaustive.

Je me contenterais de vous entretenir de la recherche formation à l'Ecole Nationale Polytechnique, à travers ce premier numéro de la revue "journal of technology".

Pourquoi une dénomination anglaise ?, sans vouloir jouer les pythies, il est indéniable que pour être lu, et pour pouvoir accéder à la connaissance technologique, nous nous devons de maîtriser l'anglais.

S'il est important ; avant tout d'assurer dans le pays un exutoire pour les publications intéressant la recherche en technologie, il est aussi très important, d'être stricte quant à l'orthodoxie des mémoires qui sont présentés. Nous nous devons d'être des gardiens tout en n'étouffant pas systématiquement des propositions de publications qui nous paraîtraient mal articulées. Cette revue se veut un dénominateur commun entre tous les chercheurs qui veulent " s'exprimer"; elle a l'avantage de concerner toute les disciplines de la technologie. Et c'est à nous en tant qu'universitaires et chercheurs de lui donner une assise.

L' Ecole Nationale Polytechnique a pris l'initiative de contribuer à la recherche en technologie, en mettant à leur disposition, cette revue qui se veut nationale, elle sera reconnaissante à tous les chercheurs et universitaires qui voudront bien contribuer à son développement.

Souhaitons à travers cette revue catalyser modestement la recherche nous sommes sûrs que la masse critique en chercheurs est atteinte et que cette première revue sera le début d'une réaction en chaîne qui mettra à la disposition des chercheurs, un outil de publication performant.

Le Directeur de l'Ecole

Pr. S.E CHITOUR

SCREEN SIZE INFLUENCE ON THE A.C. BREAKDOWN VOLTAGE
OF A POINT-SCREEN-PLANE ARRANGEMENT

A. BOUBAKEUR & M. BOUTLENDJ

Laboratoire à Haute Tension - Département de Genie Electrique
ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE

10, Avenue Pasteur, Hassen Badi - ALGER

ملخص : في هذا الملف سنقدم تأثير عرض و كثافة حائل عازل عن توتر التفريغ الكهربائي الكامل، من نوع 50 هرتز للهواء في أجهزة "مدبب - مسطح" طولها أقل من 30 سم.

Abstract :

In this report we are going to present the influence of the breadth and the thickness of an insulating screen on the breakdown voltage at 50 Hz of point-plane air gaps less than 30 cm.

Résumé :

Dans ce rapport nous présentons l'influence de la largeur et de l'épaisseur d'une barrière isolante sur la tension de décharge disruptive à 50 Hz d'intervalles d'air pointe-plan inférieurs à 30 cm.

SCREEN SIZE INFLUENCE ON THE A.C. BREAKDOWN VOLTAGE OF A POINT-SCREEN-PLANE ARRANGEMENT

A. BOUBAKEUR & M. BOUTLENDJ

1. INTRODUCTION

In the past, many investigations were carried out on the influence of insulating screens on the electrical strength of air. It was ever verified that the breakdown voltage of a point - plane air gap could be considerably increased when a thin insulating screen is placed near the pointed electrode. This increase was particularly obtained with the positive point.

For small air gaps, the increase in strength was attributed to the uniformity of the field between the screen and the plane, caused by the positive space charge accumulated on the surface of the screen in front of the pointed electrode [1], [2]. The discharge phenomena was described in steps [3], [4]. The most important steps of the discharge are the breakdown of the point - screen air gap, the surface breakdown of the screen and the breakdown of the screen - plane air gap.

In the case of long air gaps, it was verified that the discharge could occur "direct" or in steps [5], [6]. When the discharge is "direct", the electrical strength of the gap with screen is practically equal to the one of a gap without screen where the distance between the electrodes is the same as the length of the discharge in the first gap [7], [8]. In this case, the screen was assimilated to a geometrical obstacle which permits the lengthening of the breakdown discharge.

In this report we are going to present the influence of the

breadth and the thickness of an insulating screen on the A.C. breakdown voltage of point-plane air gaps, varying between 9 to 30 cm.

2. EXPERIMENTAL SET UP

The experiments were conducted using an A.C. transformer 300 kV, 50 kVA, 50 Hz, and the measurements were carried out with a capacitor divider having a H.V. condenser of 400 pF.

The used screens were made up of square plexiglass of side 10 to 50 cm, and thickness 2 to 8 mm. They were suspended by four nylon wires of 2mm diameter, perpendicular to the axes of the electrodes (Fig 1).

The H.V. electrode consists of a vertical rod of copper (diameter 45 mm), one end of which is conical in shape (30°). The flat earthed electrode is horizontal and is made up of a square copper sheet of side 2 m.

3. INFLUENCE OF THE SCREEN BREADTH

For each screen with its given thickness, we have determined the variation of the disruptive discharge voltage of point-plane air gaps depending on the screen position in the gap (from $a = 0$ to $a = d$).

With a point-plane distance $d = 30$ cm, the obtained results permit to make the following remarks. The most important increase in breakdown voltage occurred when the screen reached the pointed electrode ($a = 0$). This result was verified for all the values of thicknesses used. We have also verified for the same gap, that the electrical breakdown of the point-screen-plane arrangement occurs at approximately the same voltage as the one of a point-plane air gap, the length of which is made equal to the length of the discharge trajectory in the first arrangement (D in

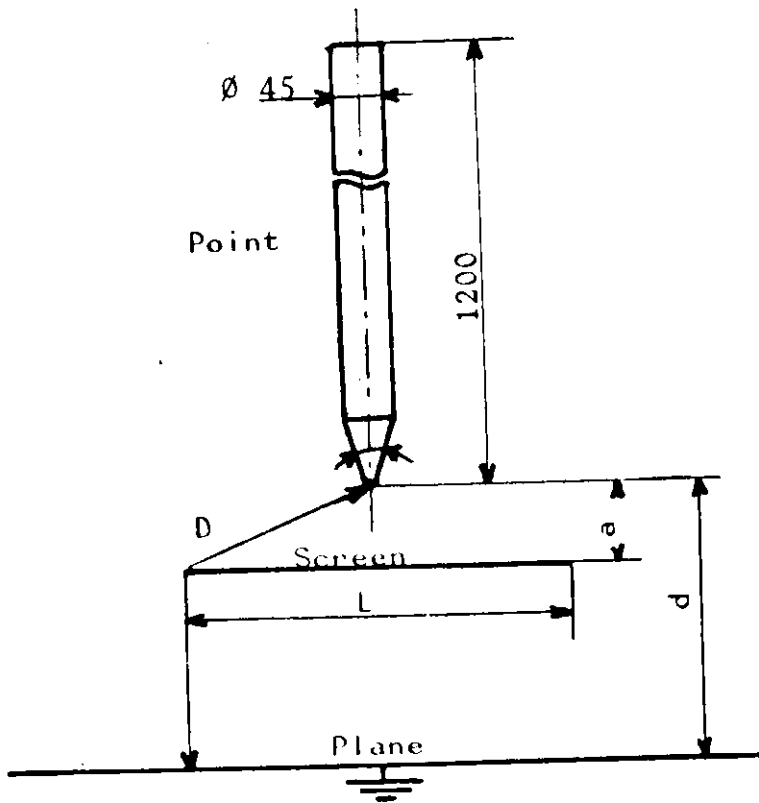


Fig 1

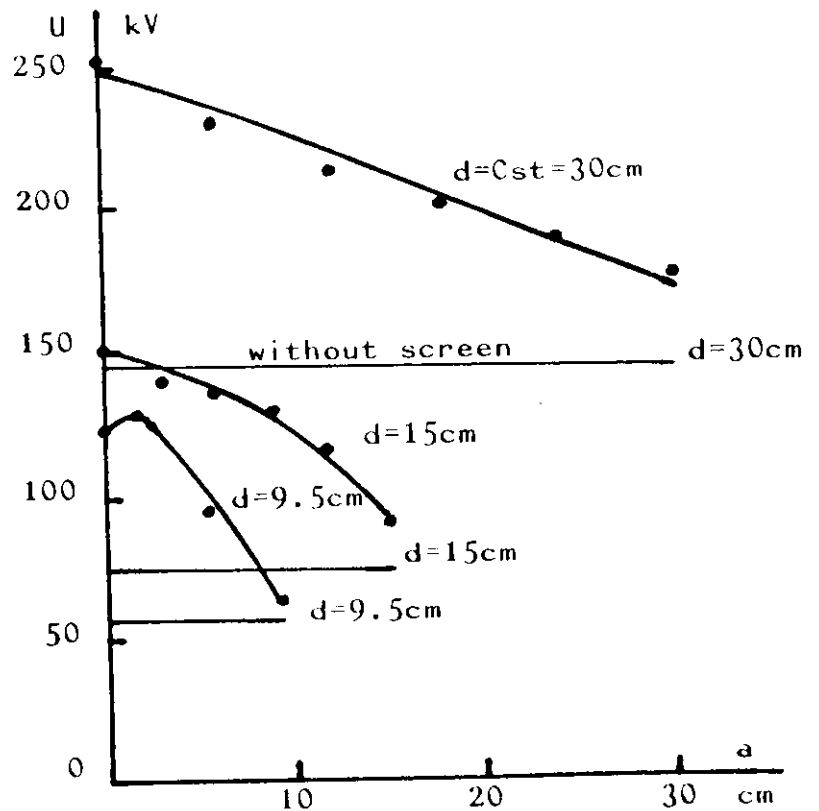
Point-screen-plane arrangement.

Fig 2

Breakdown voltage of the arrangement depending on the position of the screen.

- $L = 50$ cm

- thickness = 5 mm



in Fig 1) [9].

The important result consists in the fact that we do not obtain the greatest increase in strength of a point-plane air gap when the insulating screen is placed near the pointed electrode ($a = 0.2 d$). In our case, this was verified only for the gap of 9.5 cm and the screen of 50 cm in breadth (Fig 2). For a screen of less than 50 cm breadth, we found again the most important increase in strength for the position $a = 0$. We can then observe that the best position of the screen in a point-plane air gap, depends on the breadth of the screen with respect to the point-plane gap length (d). The difference could be explained by the form of the breakdown discharge which changes with the breadth of the screen.

With a breadth very large with regard to the point-plane gap length (about 5 times more in our case), the discharge occurs in steps, when the screen reaches the point. In this case, the surface breakdown of the screen has a great influence on the total breakdown discharge of the arrangement.

In the opposite case (small screen breadth), the surface breakdown voltage of the screen is relatively less than the breakdown voltage of the screen-plane air gap, and then the disruptive discharge voltage of the arrangement depends, above all, on the length of the discharge which occurs "direct" in this case, and is approximately equal to the distance D (Fig 1).

4. INFLUENCE OF THE SCREEN THICKNESS

We have studied only the case when the breadth of the screen is not very large with regard to the point-plane distance (L/d less than 2).

From the carried out investigations, it appears that in this

case, the used thicknesses of the screen have no influence on the breakdown voltage of the arrangement, for all positions of the screen between the electrodes.

To illustrate this, we present (Fig 3), for $d = 30$ cm and $a = 0$, the variation of the ratio : breakdown voltage with screen (U_{dws}) on breakdown voltage without screen (U_d), depending on the breadth of the screen where the thickness was made equal to 2 - 5 and 8 mm.

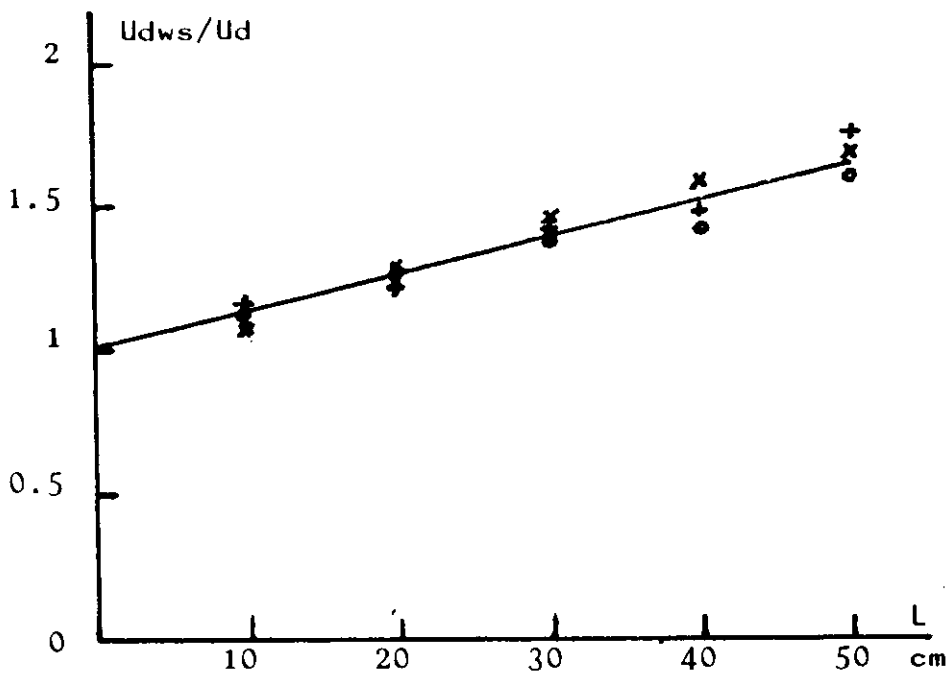


Fig 3

Influence of the screen breadth.

-thickness : o 2mm

+ 5mm

x 8mm

5. CONCLUSION

When we introduce a screen to increase the electrical strength of

a point-plane air gap, we must take into consideration the breadth of the screen with respect to the point-plane distance.

It was observed that, when the breadth of the screen is not sufficiently larger than the distance between the electrodes, the electrical strength of the point-screen-plane arrangement depends on the length of the breakdown discharge. Geometrically, this length is approximately equal to the "point-edge of the screen-plane" distance. The maximum increase in breakdown voltage, in this case, is obtained when the screen reaches the pointed electrode.

With screens relatively larger than the point-plane air gap, the surface breakdown of the screen has a greater role on the electrical strength of the arrangement. The maximum increase in breakdown voltage is obtained with the screen placed near the pointed electrode ($a/d = 0.2$).

For the studied case, and with regard to the breadth, the thickness of the screen does not appear to have any influence on the breakdown voltage of the arrangement.

6. REFERENCES

- [1]. Marx E. : " Der elektrische Durchschlag von Luft im ..."
Archiv für Elektrotechnik, Bd 24, 1930, 61-65.
- [2]. Roser H. : " Dünne Schirme im raumladungsbeschwerten ..."
Dissertation, TH Braunschweig, 1930.
- [3]. Pilling J. : " Luftisolierung mit isolierstoffbarrieren ..."
Dissertation, TU Dresden, 1968.
- [4]. Verma M.P. : " Durchschlagspannung und Durchschlagvorgang ..."
Dissertation, TU Dresden, 1961.
- [5]. Finsterwalder R. : " Isolierschirm im inhomogenen Feld ..."
Dissertation, TU Stuttgart, 1973.

- |6|. Boubakeur A. : " Discharge phenomena in long point-plane..."
4th ISH, Athens 1983, pap. 44-05.
- |7|. Jakubowski J.L., Boubakeur A. : " Rigidité diélectrique ..."
Bull. Acad. Pol. Sc, serie Sc-Tech., Varsovie 1980,
Vol.28, Nr 9-10, 141-147.
- |8|. Boubakeur A.: " Influence des barrières sur l'amorçage..."
Rozprawy Elektrotech., Varsovie 1981, Vol.17, Nr 3,
729-744.
- |9|. Boutlendj M. : " Influence des dimensions des barrières..."
Projet, Ecole Nat.Polytech., Dept. Electrotechnique,
Alger 1984.

ANALYSE DES MODES DE CONDUCTION D'UN REDRESSEUR
A THYRISTORS ALIMENTANT UN MOTEUR A COURANT CONTINU

H.CHEKIREB & Z.BARSKI

Laboratoire de Machines - Département de Genie Electrique
ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE
10, Avenue Hassen Badi - El-Harrach - ALGER

ملخص : لقد قمنا بتحليل مجموعة الظواهر المتعلقة بتصريف مقوم مكون من تيرستورات يقوم بتغذية محرك دى تيار مستمر بتحريض مستقل. نطبق هذا التحليل لدراسة افلاع محرك مغدى بمقوم تيرستورى وهذا بواسطة مظاهر عددية.

Abstract :

We analyse the all phenomena relating SCR converter systems feeding à DC motor with independent excitation. By digital simulation, we use this analysis to point out the motor working, under start, fed by SCR converter.

Résumé :

Nous analysons l'ensemble des phénomènes relatifs au comportement d'un redresseur à thyristors alimentant un moteur à courant continu à excitation indépendante. Par une simulation numérique, nous appliquons cette analyse, à l'étude du démarrage du moteur alimenté par redresseurs à thyristors.

ANALYSE DES MODES DE CONDUCTION D'UN REDRESSEUR A THYRISTORS ALIMENTANT UN MOTEUR A COURANT CONTINU

H.CHEKIREB & Z.BARSKI

1. INTRODUCTION

L'étude des circuits convertisseurs statiques est en général rendue délicate par la présence des éléments unidirectionnels qui par leurs états de conduction ou de non conduction, décomposent le fonctionnement global en une succession de séquences élémentaires [1]; [2]. La plus grande difficulté réside plus dans la détermination de l'existence et de l'enchaînement de ces séquences que dans leur étude propre.

Il est à noter que même si le régime permanent est connu, un régime transitoire peut parfaitement donner lieu à un mode de fonctionnement totalement différent. Seule une simulation globale du convertisseur peut alors donner des résultats corrects.

2. ANALYSE DES MODES DE FONCTIONNEMENT

Un système de tension à n phases (Fig 1) alimente, à travers un montage redresseur à n thyristors, un moteur à courant continu en excitation indépendante. Ce montage est équipé d'une diode de roue libre (DRL).

Nous établissons dans ce qui suit, les équations différentielles qui régissent l'évolution de l'ensemble des phénomènes relatifs au comportement de ce type de montage.

2.1 PREMIER MODE

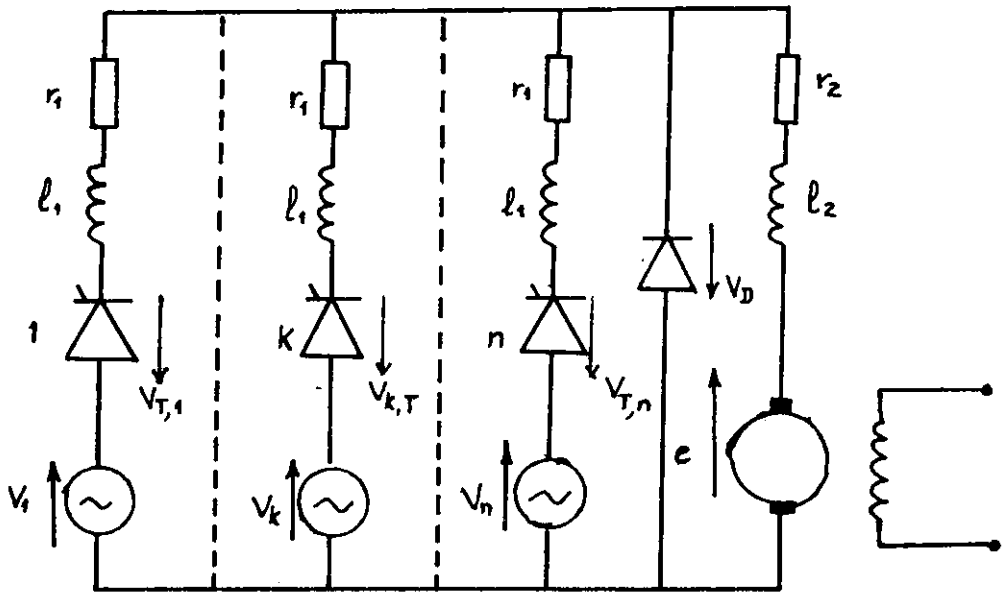


Fig 1 Schéma du circuit redresseur

Ce mode correspond à l'intervalle de temps où une seule phase conduit, par exemple la phase k. Il se maintient jusqu'à l'un des instants suivants où :

- le courant s'annule,
- la DRL conduit,
- la phase k+1 assure la conduction par le thyristor k+1.

En se basant sur le modèle du moteur [3] et sur le fonctionnement du convertisseur, les équations seront :

- Equations d'état: $R \cdot i(t) + L \cdot \frac{di}{dt} + e(i, \Omega) = v_k(t).$

$$J \cdot \frac{d\Omega}{dt} + C_r(t, \Omega) = C_e(i)$$

- Variables observées: $i_k(t) = i(t)$

$$V_D(t) = V_k(t) - r_1 i(t) - l_1 \frac{di}{dt}$$

$$V_{T,k+1}(t) = V_{k+1}(t) - r_2 i(t) - l_2 \frac{di}{dt} - e(\Omega, i).$$

2.2 DEUXIEME MODE

Lorsque la tension V_D devient négative en même temps que le courant $i(t)$ est positif, la DRL entre en conduction. Ainsi, pendant un court instant, il apparait une commutation entre le thyristor k et la DRL. Ce qui se manifeste par un court-circuit de la phase k [4].

- Equations d'état: $-V_k(t) = -r_1 i(t) - l_1 \cdot di/dt + 2 r_1 i_{cc} + 2 l_1 di_{cc}/dt$
 $0 = r_2 \cdot i(t) + l_2(i) di/dt + e(\Omega, i).$
 $J d\Omega/dt + C_r(\Omega, t) = C_e(i)$

- Variables observées:

$$i_k(t) = i(t) - i_{cc}(t).$$

2.3 TROISIEME MODE

Partant du deuxième mode, lorsque le courant $i_k(t)$ s'annule, l'empiètement du courant serait terminé, et seule la DRL reste en conduction.

- Equations d'état: $r_2 i(t) + l_2(i) di/dt + e(\Omega, i) = 0$
 $J \cdot d\Omega/dt + C_r(t, \Omega) = C_e(i).$

- Variables observées: $i_D(t) = i(t)$

$$V_{T,k+1}(t) = V_{k+1}(t).$$

2.4 QUATRIEME MODE

Si le courant $i(t)$ s'annule, que ce soit en partant du premier ou du troisième mode, avant que la tension $V_{T,k+1}(t)$ ne devienne positive, et que le thyristor n'ait reçu son impulsion, le moteur entre alors en régime de freinage.

- Equations d'état: $di/dt = 0.$

$$J \frac{d\Omega}{dt} + C_r(\Omega, t) = 0$$

- Variables observées: $V_{T, k+1}(t) = V_{k+1}(t)$.
 $\Omega(t)$.

2.5 CINQUIEME MODE

Le régime du quatrième mode peut aboutir à un arrêt momentané du moteur, à la condition que la durée du freinage soit suffisamment longue.

- Equations d'état: $di/dt = 0$
 $d\Omega/dt = 0$

- Variables observées: $V_{T, k+1}(t) = V_{k+1}(t)$

Dans le cas où $V_{T, k+1}(t)$ est positive, avec l'impulsion de commande présente à la gachette du thyristor k+1, il ya allumage et par conséquent, le système revient à l'état défini par le premier mode, dans lequel $V_k(t)$ est remplacée par $V_{k+1}(t)$, et la conduction assurée par le thyristor k+1.

2.6 SIXIEME MODE

Dans la situation où $i(t)$, $V_D(t)$, $V_{T, k+1}(t)$ sont positifs, le thyristor k+1 recevant l'impulsion de commande, il s'ensuit que le régime du courant est continu sans la conduction de la DRL. Il apparait alors une commutation du courant du thyristor k vers le thyristor k+1.

- Equations d'état: $V_{k+1}(t) - V_k(t) = -r_1 \cdot i(t) - l_1 di/dt + 2r_1 i_{cc}(t) + 2l_1 di_{cc}/dt$
 $V_{k+1}(t) = r_1 i_{cc}(t) + l_1 di_{cc}/dt + r_1 i(t) + l_2(i) di/dt + e(\Omega, i)$
 $J \frac{d\Omega}{dt} + C_r(\Omega, t) = C_e(i)$

- Variables observées: $i_{k+1}(t) = i_{cc}(t)$
 $i_k(t) = i(t) - i_{cc}(t)$

Le courant $i_k(t)$ s'annulant, la commutation ainsi terminée, le système revient alors au premier mode.

3. SIMULATION DU DEMARRAGE

3.1 MISE EN FORME DES EQUATIONS

L'étude précédente est appliquée directement au régime de démarrage du groupe moteur-convertisseur. Les modes de conduction concernant la commutation, de par leur courte durée, ne seront pas pris en considération.

Dans les équations précédentes, le couple résistant C_r , le couple électromagnétique C_e et la f.e.m. e du moteur sont à remplacer par:

$$C_r(t) = K_f \Omega(t), \quad C_e = K_c i(t), \quad e(t) = K_c \Omega(t)$$

Les équations décrivant les différents modes peuvent être écrites sous une forme générale en utilisant les équations d'état et les équations des variables de sortie [1], [2].

$$dx/dt = A.X(t) + B.U(t)$$

$$Y(t) = C.X(t) + D.U(t)$$

Dans notre cas, les vecteurs $X(t)$, $U(t)$, $Y(t)$, n'ont que deux composantes:

$$X_1(t) = i(t), \quad U_1(t) = V_k(t), \quad Y_1(t) = X_1(t)$$

$$X_2(t) = \Omega(t), \quad U_2(t) = 0, \quad Y_2(t) = X_2(t)$$

Les éléments des matrices A , B , C , D sont déterminés par comparaison aux équations du mode en question (dans la conduction).

A cause des discontinuités dans la tension d'entrée et de la variation brusque des coefficients des équations d'état [5], la

méthode de Runge-Kutta du 4ème ordre [6] est utilisée pour l'intégration numérique des systèmes différentiels.

3.2 RESULTATS DE SIMULATION

Un programme a été établi pour simuler le démarrage d'un moteur à courant continu en excitation indépendante. Ce dernier a pour caractéristique:

$$r_2 = 0,43 \Omega, \quad \ell_2 = 1,3 \text{ mH}, \quad J = 0,05 \text{ kg.m}^2$$

La source est définie par:

$$r_1 = 0,17 \Omega, \quad \ell_1 = 1,07 \text{ mH}, \quad V_m = 170 \text{ v.}$$

Nous avons exploité le programme pour les trois types de redresseur :

- le redresseur en pont monophasé,
- le redresseur triphasé,
- le redresseur hexaphasé.

Les réponses de vitesse et du courant (Fig 2) du moteur au démarrage, sont données pour un angle d'allumage de 80° . Ce dernier assure un régime discontinu du courant, ce qui permet l'intervention de la DRL.

4. CONCLUSION

Dans les redresseurs statiques, la décomposition du fonctionnement en une succession de séquences élémentaires résultant de la conduction ou non conduction des éléments redresseurs, permet d'avoir un modèle applicable à divers régimes de fonctionnement (régime transitoire, régime imposé par boucle de régulation, ...).

L'élaboration de programme de simulation apporte une aide certaine à :

- l'amélioration des performances du convertisseur étudié,

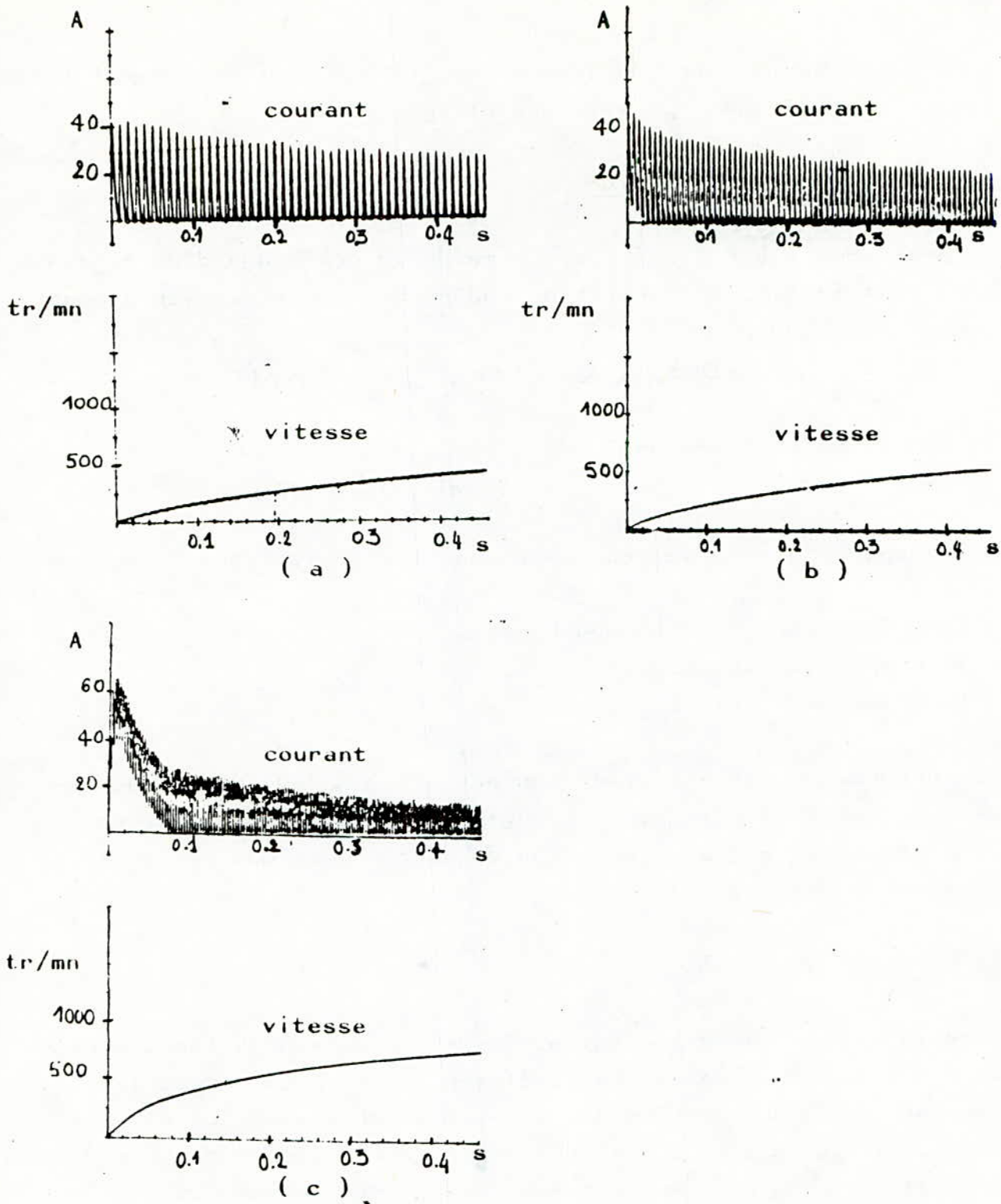


Fig.2 Courbes de démarrage à vide

- a : redresseur en pont monophasé
- b : redresseur triphasé
- c : redresseur hexasphasé

- la détermination de la commande et des circuits annexes (mais primordiaux) de protection.

5. BIBLIOGRAPHIE

- [1] A.BELLINI, A.DECARLI, M.LACAVA: " System theory approach..."
Proceeding Part 2, Int.Conf. on Elec.Machines,
Brussels 1978, E1/1.
- [2] R.LEDOEUF, C.LUNG: " Problèmes de simulation numérique..."
RGE, Oct.1982, 681-683.
- [3] N.K.SINHA, C.D.DICINZO, B.SZABADOS: "Digital simulation of..."
IEEE Trans on Indus.Elec. and Control Instrument.,
Vol.IECI 21, Nr 2, May 1974.
- [4] H.BUHLER: " Electronique de puissance"
Dunod, Paris 1981.
- [5] M.J.NIENIEWSKI, R.SMARLAW: "Digital simulation of..."
IEEE Trans on Indus. and Applic., Vol.IA-14, Nr4,
July/August 1978.
- [6] B.CARNAHAN, H.A.LUTHER, J.O.WIKES: " Applied numerical methods"
John Wiley, New-York 1969.

NOTATIONS

t : temps

i : courant du moteur

Ω : vitesse du moteur

R : résistance totale (circuit d'induit plus la source)

L : inductance totale (circuit d'induit plus la source)

e : f.e.m. du moteur

J : moment d'inertie du moteur

C_r : couple résistant sur l'arbre du moteur

C_e : couple électromagnétique du moteur

r_1 : résistance de la source

l_1 : inductance de la source

r_2 : résistance de l'induit du moteur

l_2 : inductance de l'induit du moteur

V_k : tension simple de la phase k

V_D : tension aux bornes de la DRL

$V_{T,k}$: tension aux bornes du thyristor k

i_{cc} : courant de court-circuit

K_f : coefficient de frottement

K_c : coefficient de la f.e. m.

V_m : amplitude de la tension simple de phase

ADAPTEUR POUR POMPE SOLAIRE

M. HADDADI - R. SADOUN

Département Électronique

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE

10, Avenue Pasteur Hassen Badi, Alger.

ملخص :

حققنا مكيفا الكترونيا يقع بين محرك مزود بتيار مطرد لمضخة و بطارية شمسية هذا المكيف من النوع القاطع المتسلسل و يراقبه ميكروبروسيسور.

Abstract :

We have made an electronic adapter which is formed by a serial chopper between an photovoltaic generator and an DC pumping group.

This adapter use power MOS-ET in particular configuration with an microprocessor for their control.

Résumé :

Nous avons réalisé un adaptateur électronique entre un groupe moteur-pompe à courant continu et un générateur à conversion photovoltaïque.

Cet adaptateur, qui est du type hacheur série, est constitué par une configuration particulière de MOS-ET commandés par un microprocesseur.

ADAPTATEUR POUR POMPE SOLAIRE
M.HADDADI R.SADOUN
Chargé de Cours Maitre Assistant
Département d'Electronique

I-INTRODUCTION

Il est aujourd'hui admis que le pompage de l'eau par l'utilisation de la conversion photovoltaïque constitue une solution rentable et parfois obligatoire dans certaines zones isolées telles qu'il en existe dans nos régions.

Les pompes photovoltaïques sont caractérisées par la fiabilité et la simplicité. La simplicité maxima est évidemment obtenue lorsque le générateur est directement connecté au groupe de pompage constitué dans ce cas d'un moteur à courant continu entraînant une pompe centrifuge ou volumétrique.

Malheureusement, cette simplicité ne s'obtient qu'au prix d'une baisse de rendement puisqu'il sera impossible de pomper au dessous d'un certain niveau d'éclairement (figure 1). Par ailleurs, chose curieuse, nous avons été confronté à un autre inconvénient sous fort ensoleillement dans certains sites: le débit dépasse de loin les besoins immédiats sans qu'il soit possible de stocker l'excédent.

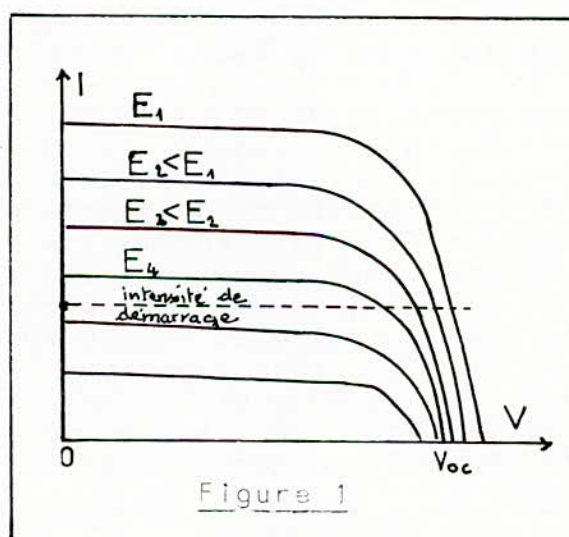
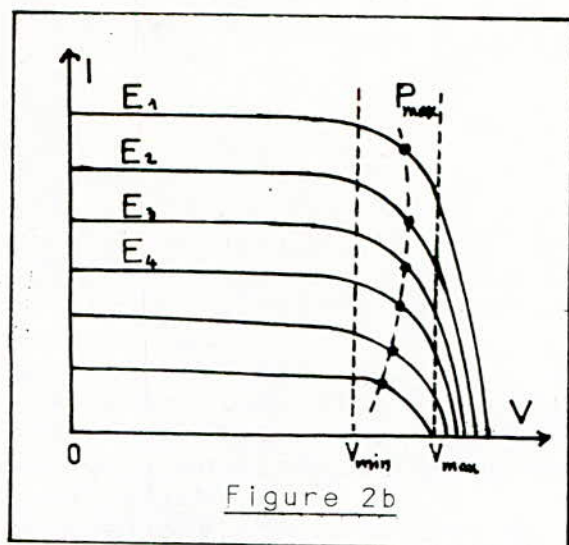
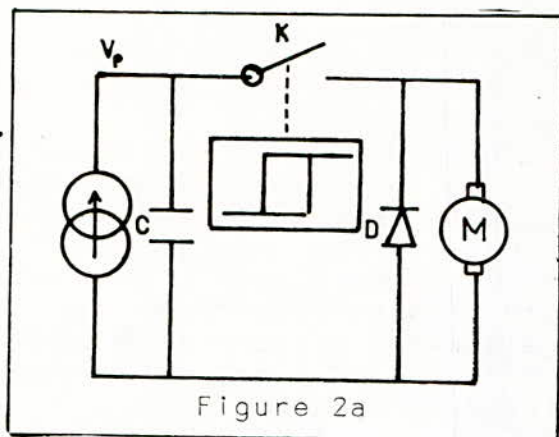


Figure 1

Ce sont ces considérations qui nous ont amenés à développer un adaptateur électronique capable de faire fonctionner le système à faible ensoleillement et capable de réguler le débit du pompage.

Son principe est similaire à celui d'un hacheur série que nous avons réalisé il y a quelque temps (1).

Schématiquement, un trigger aux seuils V_{min} et V_{max} commande un interrupteur K qui décharge la capacité C dans l'utilisation (figure 2a). Ainsi, le système voit son point de fonctionnement maintenu au voisinage du point de puissance maximum du générateur (figure 2b).



L'évolution des techniques mettant en oeuvre des circuits de logique programmée pour la commande et des MOS pour les interrupteurs nous a amené à étudier une nouvelle structure et un organe de commande basé sur un microprocesseur. Cette disposition va nous permettre d'obtenir en régime dynamique des réponses minimales de phase autour du point optimal et d'inclure un contrôle de la vitesse du moteur tout en gardant à la réalisation sa facilité d'utilisation et un bon rendement.

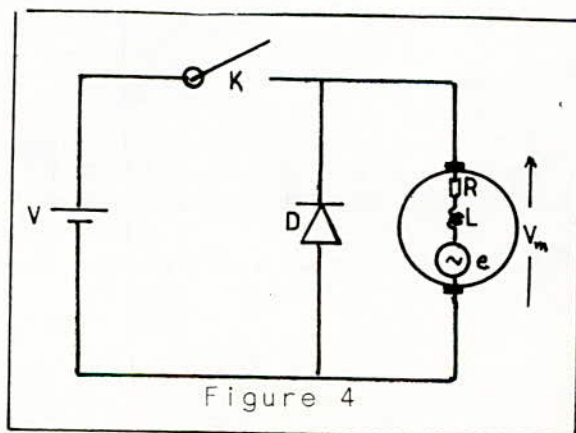
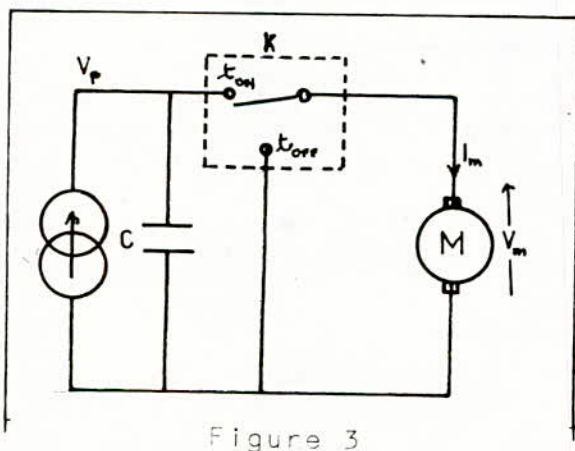
II. PRINCIPE DE FONCTIONNEMENT:

L'adaptateur est constitué essentiellement d'une cellule de puissance (l'interrupteur) et de sa commande.

1°) La cellule de puissance

Son principe est schématisé par la figure 3:

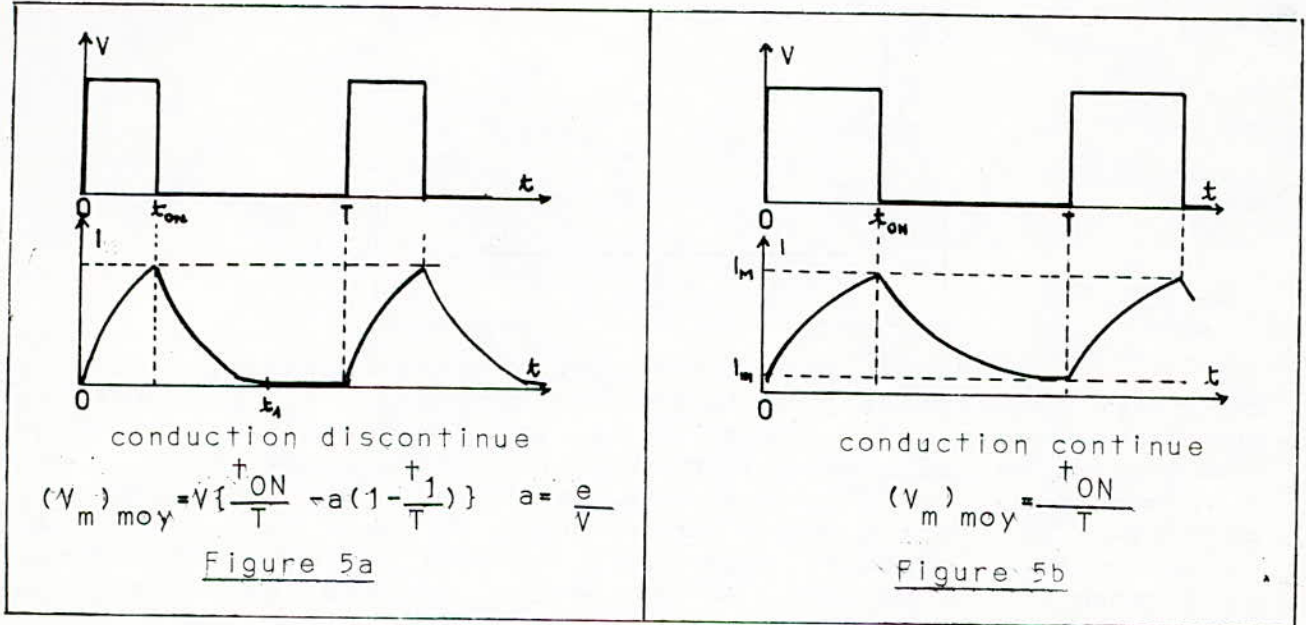
Sa structure rappelle celle d'un hacheur classique utilisé pour la régulation de vitesse des moteurs à courant continu mais la configuration de l'interrupteur est particulière et pour en comprendre la raison, rappelons le fonctionnement du hacheur classique (figure 4): c'est un interrupteur qui permet de faire varier la tension moyenne aux bornes d'un moteur à courant continu alimenté par une tension constante.



Pendant une durée ton, l'interrupteur est fermé, la source V alimente directement le moteur et la diode D ne conduit pas.

Lorsque l'interrupteur est ouvert (durée toff), l'énergie accumulée dans l'induit se libère à travers la diode. Ainsi, en faisant varier la durée ton ou $T = t_{on} + t_{off}$, on permet des variations de la tension moyenne aux bornes du moteur, donc des variations de vitesse.

En fait, cette structure du hacheur conduit à deux modes de fonctionnement (figures 5) : le mode continu et le mode discontinu. Dans ce dernier cas, le rapport V_m/V n'est pas uniquement fonction du rapport cyclique mais fait intervenir la charge. Cette situation complique fortement la commande dans les asservissements de vitesse ce qui fait qu'on doit éviter ce type de fonctionnement.



Bien que cette situation ne soit pas particulièrement gênante dans notre cas, nous avons préféré utiliser un interrupteur qui permet d'éviter le passage en mode discontinu en autorisant le courant à s'inverser après s'être préalablement annulé (2). Sa réalisation pratique est décrite par la figure 6. Les transistors K et K' sont commandés complémentaires, c'est à dire que lorsque K conduit (durée ton), K' est bloqué et inversement.

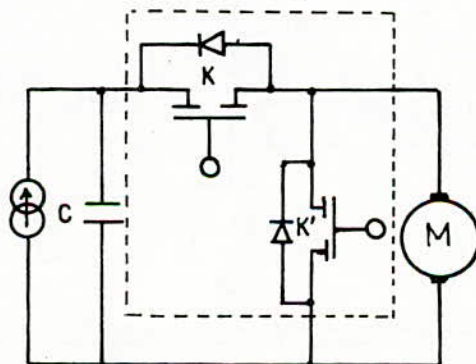
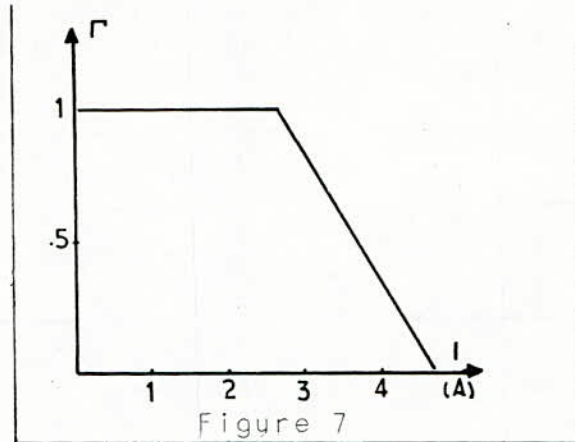


Figure-6

2°) Principe de la commande:

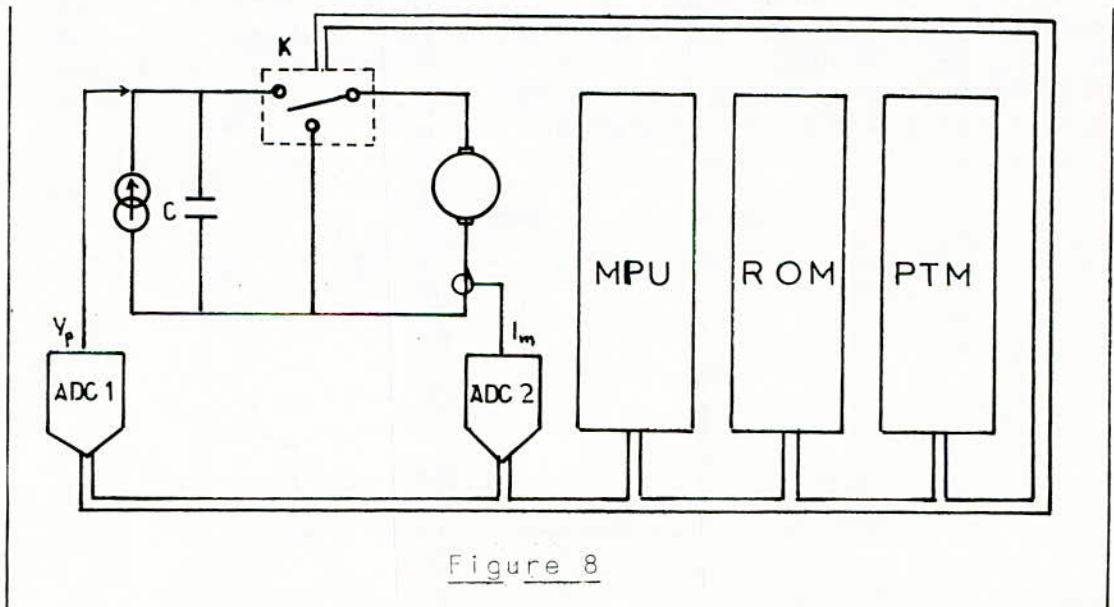
Nous avons donc reconduit le principe très simple de notre adaptateur déjà cité: le générateur n'est connecté au moteur que si la tension qu'il délivre est comprise dans une fenêtre $V_{min}-V_{max}$ autour du point de puissance maximum (80-110V dans notre cas). A cela nous avons inclus un contrôle du courant moteur ce qui permet la commande du rapport cyclique selon des lois pré-établies et rangées en mémoire. Celle que nous avons choisie est adaptée à notre site et confère à nos organes de puissance une grande fiabilité puisqu'ils sont ainsi protégés contre les court-circuits (figure 7).



Par ailleurs, le fonctionnement en régime dynamique de notre adaptateur dans la fenêtre centrée autour du point de puissance maximum du générateur pouvant engendrer des réponses non minimales de phase (3), nous avons choisi le seuil bas V_{min} très voisin de V_{opt} , tension optimale délivrée par le générateur. Le fait que les variations n'ont lieu que pour des points de fonctionnement supérieurs au point optimum n'altère pas le rendement global et même en régime statique, la différence n'est pas sensible.

III. SCHEMA SYNOPTIQUE

Le schéma synoptique général de notre adaptateur est indiqué figure 8.



Notre programme générant essentiellement des temporisations, nous avons préféré l'utilisation d'un PTM à celle d'un PIA afin de pouvoir obtenir une valeur quelconque du rapport cyclique. La figure 9a montre la liaison MPU-PTM et fait apparaître l'organisation interne de ce dernier. Le PTM possède 10 registres internes mais n'occupe que 8 positions mémoire à partir de \$100. Nous avons choisi de travailler à partir du timer n°2 en mode continu et en 2x8 bits.

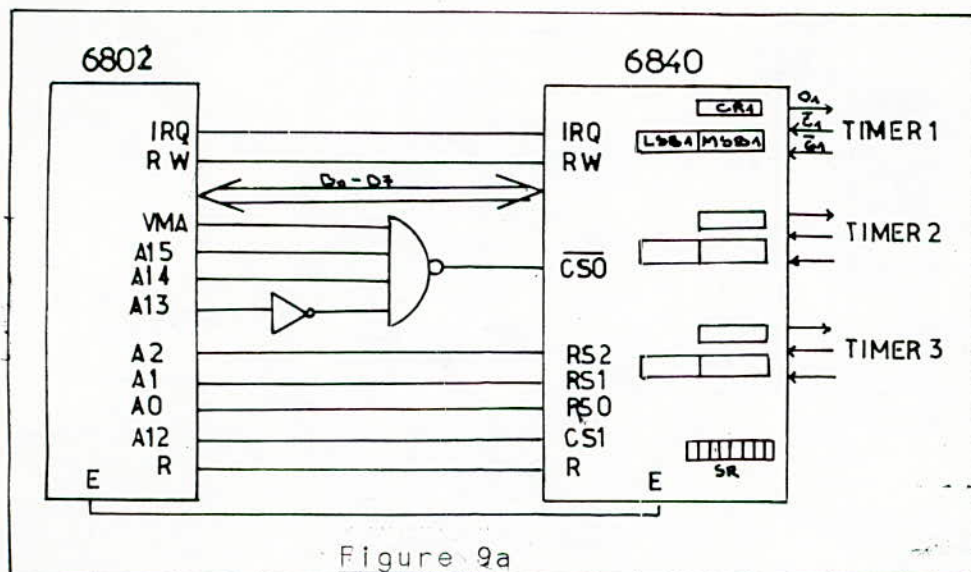


Figure 9a

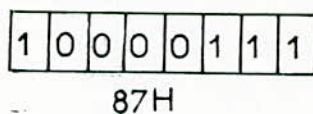


Figure 9b

L'écriture du registre CR2 apparaît sur la figure 9b. Dans ce mode de fonctionnement, le signal obtenu sur la sortie O2 est conforme à la figure 10 et le sous programme correspondant est le suivant :

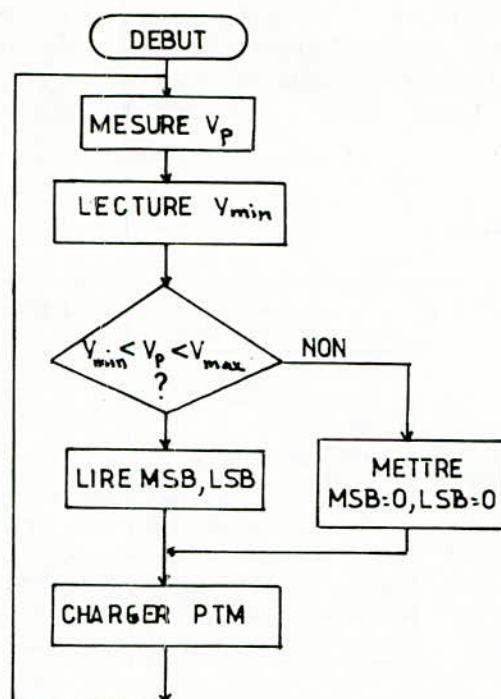
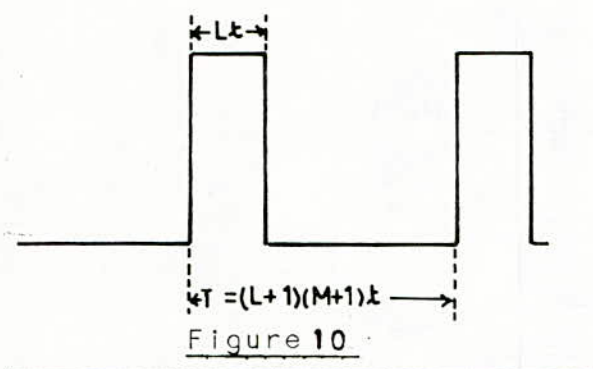
```

LDAA 87          86 87
STAA 100        B7 100
LDAA MSB2      86 MSB2
STAA 104        B7 104
LDAA LSB2      86 LSB2
STAA 105        B7 105
RTS             39

```

MSB et LSB sont des valeurs tabulées permettant d'obtenir les temps ton imposant le courant moteur selon notre loi. Elles sont rangées dans les adresses mémoire sur deux octets successifs. L'organigramme du programme général est sur la figure

11. La valeur de V_{min} est obtenue à partir de la mesure du courant de court-circuit d'une cellule photovoltaïque (BPX 46C). Quant à celle de V_{max} , elle est déterminée par un écart constant choisi expérimentalement (4V dans notre cas).



IV. CONCLUSION

La maquette a été mise au point à l'aide d'un système minimal (kit D5 de Motorola) et d'un simulateur de panneaux solaires de 500W. Le groupe moteur-pompe possède une puissance de 200W. Le fonctionnement de l'ensemble n'a pas posé de problème particulier d'autant que nos exigences étaient loin d'être sévères. En effet, dans cette étape, nous n'avons pas cherché à utiliser toutes les possibilités offertes par les circuits de logique programmée. Par exemple, il nous suffira d'ajouter une diode et quelques lignes de programme pour pouvoir incorporer une batterie tampon afin de permettre le pompage même par temps couvert. Et la batterie sera protégée contre les surcharges. D'autres fonctions pourront être intégrées sans alourdir en aucune façon le système.

BIBLIOGRAPHIE:

- (1) M. HADDADI, A. ADANE: couplage panneaux solaires-charge, 3^e séminaire Algéro-Français sur l'énergie solaire, Alger, Juin 1980.
- (2) M. VALENTIN: Contribution à l'analyse des convertisseurs statiques et leur commande à fort signal. Thèse de doctorat d'état, Toulouse, 1984.
- (3) C. FAUCHER, M. ANNABI, J.P. REQUIER: Etude en simulation de convertisseurs statiques assurant des réponses minimales de phase d'un ensemble générateur photovoltaïque-convertisseur-charge, 5^e JTEA, Tunis, 1984.

ETUDE DU COMPORTEMENT VIBRATOIRE DU GROUPE
MOTOPROPULSEUR D'UN VEHICULE INDUSTRIEL

Par : M. BOUKABACHE.

Laboratoire Mécanique du Solide. Département de Génie Mécanique.

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE, 10, Avenue Pasteur Hassen Badi, Alger

ملخص
=====

ان دراسة السلوك الاهتزازي لمنظومة الدفع تنصب على :
تحليل العناصر المكونة لهذه المنظومة ، نمذجة المنظومة ، ثم تحديد المعلمات الرياضية التي تحكم سلوكها الاهتزازي ، وقد سمح لنا تطبيق هذا التقريب النظري (عن طريق التحليل العددي) على سلسلة الحركة للشاحنة الجرارة () بتوضيح الاسباب الرئيسية للحوادث المسجلة اثناء استخدام هذه الشاحنة ، ويمكننا مسن تقديم اقتراحات محتملة لتصحيح الشذوذ ، وقد تم التحقق تجريبيا من النتائج المحصل عليها عن طريق الحساب ،

Abstract :

The studying of vibratorial behavior of the cinematic chain admit: the analysis of the elements constituting the motopropulseur group, the group modelling, and the computing of the mathematical equations - The application of this theoretical approach (with the help of numerical analysis) On the cinematic chain of the drogtruck TB 230 made conspicuous the principal causes of the recorded incidents during its working and the eventual propositions of its amendment. The results obtained by computing have been verified on the test beuch.

Résumé :

L'étude du comportement vibratoire du groupe motopropulseur, à porté sur : L'analyse des éléments constituant le groupe motopropulseur, la modelisation de ce groupe, et la détermination des équations mathématiques.

L'application de cette approche théorique (à l'aide de l'analyse numérique) sur la chaîne cinématique du camion-tracteur TB 230, a mis en évidence les causes principales des incidents enregistrés lors de son exploitation et les propositions éventuelles de redressement. Les résultats obtenus par calcul, ont été vérifiés sur banc d'essai.

1 - Introduction :

L'évolution periodique du couple moteur à combustion interne, provoque dans le groupe motopropulseur (Moteur, Embrayage, boîte de vitesse, arbre de transmission, pont arrière), l'apparition des vibrations de torsion considerables, lors de l'égalité d'une fréquence propre du système avec la fréquence d'une harmonique du couple moteur. Par ailleurs, il existe de très importante vibrations de torsion qui peuvent être generées par d'autres excitateurs tels que : Les joints de cardan héterocinétiques, les chocs dûs à l'irrégularité de la chaussée, l'engrènement dans la boîte de vitesse, ect.

2 - Synthèse :

Dans l'analyse des éléments constituant le groupe motopropulseur, nous avons : D'une part procédé à la linéarisation de l'amortissement par hesterésis dans les arbres et la linéarisation du coefficient d'amortissement dans l'amortisseur d'embrayage. D'autre part, nous avons remplacé les excitations dûes aux cardans (qui génèrent un système d'équations différentielles linéaires, non homogènes à coefficients périodiques " Equations de MATHIEU " par des couples extérieurs. Nous avons effectué ces transformations afin de résoudre aisement le système d'équations, tout en restant dans les limites des résultats utilisables.

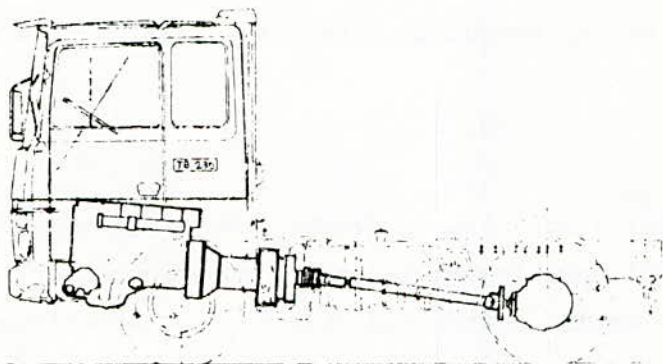


Fig 1. Schéma du groupe motopropulseur , du camion TE.230.

Dans la détermination des amplitudes, du système réel (Vibrations forcées), nous avons considéré pour la résolution du système d'équation, la théorie des équations différentielles linéaires, ce qui nous a permis d'utiliser le principe de la superposition.

Le passage d'un tel système d'équation à un système d'équation algébrique, est fait à l'aide du concept des amplitudes complexes. Nous obtenons un système sous forme matricielle tel que : $AX = X^{(i)}$

avec : A : matrice des coefficients

X : amplitudes des vibrations forcées du système (inconnues)

$X^{(i)}$: composante harmonique des moments periodiques extérieurs.

Nous appliquons notre étude au camion tracteur de type T.B. 230, véhicule qui a présenté le plus d'incidents lors de sa mise en exploitation (rupture de carter d'embrayage, rupture de carter de boîte de vitesse, rupture de la transmission de cardan au niveau des croisillons, destruction de l'amortisseur torsionnel).

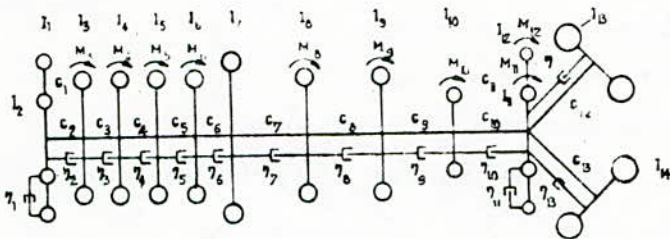


Figure 2. - Modèle dynamique du groupe motopropulseur relatif au camion TB. 230.

Pour l'établissement du système d'équation, nous utiliserons le principe de d'Alembert (qui est très commode pour des modèles dynamiques simples).

On oppose au moment des couples d'inertie, la résultante des couples extérieurs agissant sur le système.

L'application du principe de d'Alembert au modèle du G.M.P relatif au camion TB.230, nous donne le système d'équations suivant :

$$\begin{aligned}
 I_1 \ddot{\psi}_1 + \gamma_1 (\dot{\psi}_1 - \dot{\psi}_2) + c_1 (\psi_1 - \psi_2) &= 0 \\
 I_2 \ddot{\psi}_2 + \gamma_1 (\dot{\psi}_2 - \dot{\psi}_1) + \gamma_2 (\dot{\psi}_2 - \dot{\psi}_3) + c_1 (\psi_2 - \psi_1) + c_2 (\psi_2 - \psi_3) &= 0 \\
 I_3 \ddot{\psi}_3 + \gamma_2 (\dot{\psi}_3 - \dot{\psi}_2) + \gamma_3 (\dot{\psi}_3 - \dot{\psi}_4) + c_2 (\psi_3 - \psi_2) + c_3 (\psi_3 - \psi_4) &= M_3 \\
 I_4 \ddot{\psi}_4 + \gamma_3 (\dot{\psi}_4 - \dot{\psi}_3) + \gamma_4 (\dot{\psi}_4 - \dot{\psi}_5) + c_3 (\psi_4 - \psi_3) + c_4 (\psi_4 - \psi_5) &= M_4 \\
 I_5 \ddot{\psi}_5 + \gamma_4 (\dot{\psi}_5 - \dot{\psi}_4) + \gamma_5 (\dot{\psi}_5 - \dot{\psi}_6) + c_4 (\psi_5 - \psi_4) + c_5 (\psi_5 - \psi_6) &= M_5 \\
 I_6 \ddot{\psi}_6 + \gamma_5 (\dot{\psi}_6 - \dot{\psi}_5) + \gamma_6 (\dot{\psi}_6 - \dot{\psi}_7) + c_5 (\psi_6 - \psi_5) + c_6 (\psi_6 - \psi_7) &= M_6 \\
 I_7 \ddot{\psi}_7 + \gamma_6 (\dot{\psi}_7 - \dot{\psi}_6) + \gamma_4 (\dot{\psi}_7 - \dot{\psi}_8) + c_6 (\psi_7 - \psi_6) + c_4 (\psi_7 - \psi_8) &= 0 \\
 I_8 \ddot{\psi}_8 + \gamma_4 (\dot{\psi}_8 - \dot{\psi}_7) + \gamma_6 (\dot{\psi}_8 - \dot{\psi}_9) + c_4 (\psi_8 - \psi_7) + c_6 (\psi_8 - \psi_9) &= M_8
 \end{aligned}$$

$$I_3 \ddot{\psi}_3 + \eta_3(\dot{\psi}_3 - \dot{\psi}_8) + \eta_3(\dot{\psi}_3 - \dot{\psi}_{10}) + C_7(\psi_3 - \psi_8) + C_9(\psi_3 - \psi_{10}) = M_3$$

$$I_9 \ddot{\psi}_9 + \eta_9(\dot{\psi}_9 - \dot{\psi}_3) + \eta_9(\dot{\psi}_9 - \dot{\psi}_{11}) + C_8(\psi_9 - \psi_3) + C_{10}(\psi_9 - \psi_{11}) = M_{10}$$

$$I_{11} \ddot{\psi}_{11} + \eta_{11}(\dot{\psi}_{11} - \dot{\psi}_9) + \eta_{11}(\dot{\psi}_{11} - \dot{\psi}_{12}) + \eta_{11}(\dot{\psi}_{11} - \dot{\psi}_{14}) + \\ + C_8(\psi_{11} - \psi_9) + C_{12}(\psi_{11} - \psi_{12}) + C_{14}(\psi_{11} - \psi_{14}) = M_{11}$$

$$I_{12} \ddot{\psi}_{12} + \eta_{12}(\dot{\psi}_{12} - \dot{\psi}_{11}) + C_{12}(\psi_{12} - \psi_{11}) = M_{12}$$

$$I_{13} \ddot{\psi}_{13} + \eta_{13}(\dot{\psi}_{13} - \dot{\psi}_{11}) + C_{13}(\psi_{13} - \psi_{11}) = 0$$

$$I_{14} \ddot{\psi}_{14} + \eta_{14}(\dot{\psi}_{14} - \dot{\psi}_{11}) + C_{14}(\psi_{14} - \psi_{11}) = 0$$

Avec : $I(i)$ = les moments d'inertie des volants

$\psi(i)$ = les déplacements angulaire des volants

$C(i)$ = les rigidités torsionnelles des arbres

$\eta(i)$ = les amortissements internes des arbres

M_3 , M_4 , M_5 , M_6 sont les couples d'excitation moteur.

M_8 , M_9 , M_{10} , M_{11} , M_{12} sont les couples d'inertie extérieurs relatifs à l'excitation des cardans.

Le couple moteur $M(i)$ est la somme du couple dû à la pression des gaz dans les cylindres $M_g(i)$ et celui dû aux forces d'inertie des pièces en mouvement alternatives $M_i(i)$.

Compte tenu de l'ordre d'allumage des cylindres et des déphasages des coudes, le couple moteur total est:

$$M(3) = a_p [\cos(\gamma_p - 1,571 p) + \cos(\gamma_p - 0,785 p)] + \\ + b_p [\cos(\psi_p - 1,571 p) + \cos(\psi_p - 0,785 p)]$$

⋮

$$M(i) = M_g(i) + M_i(i)$$

Avec : a_p = amplitude relative à l'harmonique du couple des pressions des gaz

γ_p = la phase initiale correspondant à la pième harmonique

b_p = amplitude relative à l'harmonique du couple d'inertie

ψ_p = déphasage permettant le changement de signe dans M_i .

Le couple d'inertie $M(j)$ est donné par :

$$M(j) = K(j) \omega_c^2 \sin^2 \omega_c t$$

Avec : $K_8 = -4 \operatorname{tg}^2 (\alpha/2) \cdot I_8 \cdot I_{10} / I$

⋮

$$K_{12} = -4 \operatorname{tg}^2 (\alpha/2) \cdot I_{12} \cdot I_{10} / I$$

Avec : α = inclinaison de l'arbre à cardan par rapport à l'axe moteur

ω_c = vitesse angulaire de cardan

$I(j)$ = moment d'inertie relatif à chaque élément

I = moment d'inertie total.

Afin de faire l'analyse théorique de notre système, nous avons établi des programmes pour le calcul : Des fréquences propres (ce qui nous permet de localiser les fréquences de résonances), des amplitudes relatives (ce qui nous renseigne sur les modes de vibration), des charges dynamiques du système réel (ce qui nous permet de calculer les couples maximum de torsion au niveau de la chaîne de transmission).

3 - Etude des résonances :

Le système masse-ressort considéré possède $(n-1)$ fréquences propres, avec n le nombre de masses en rotation. Des fréquences de résonances peuvent se produire au moment où la fréquence propre du système est superposée avec la fréquence d'excitation. Ces effets sont montrés sur un diagramme "Résonances-Excitations" avec pulsations propres du système en ordonnées et pulsations d'excitations en abscisses.

A l'intersection des horizontales (correspondant aux pulsations propres) avec les harmoniques nous obtenons en abscisses le régime critique.

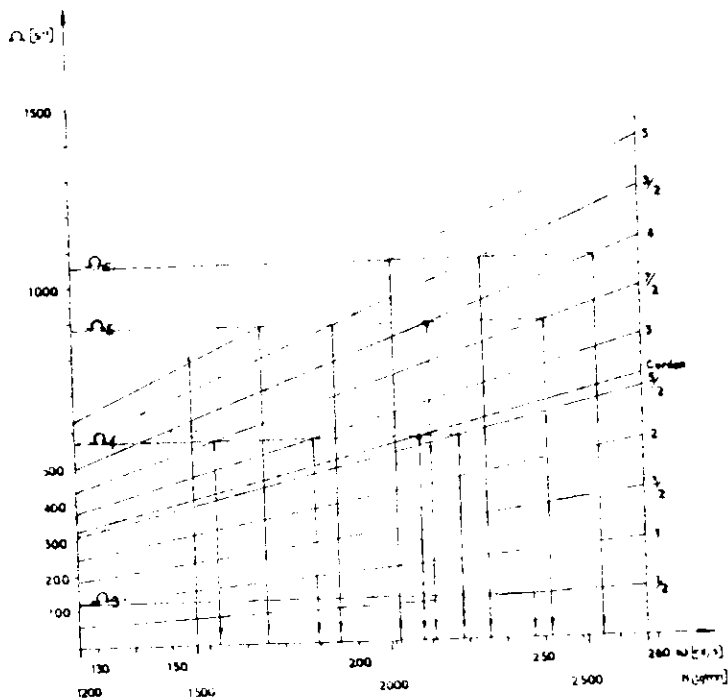


Figure 3 - Résonances -
Excitations
8ème rapport
de vitesse.

Cette méthode nous permet d'avoir un premier et bon aperçu des fréquences propres.

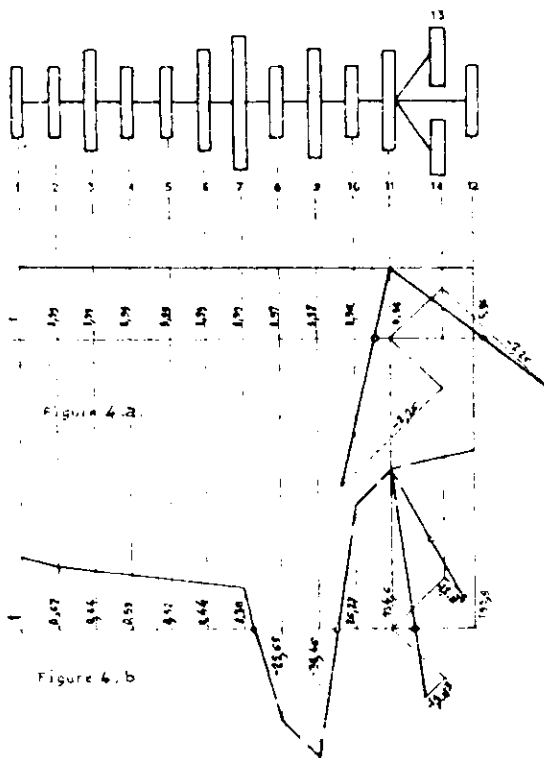
Le domaine d'utilisation normal de notre moteur étant de 1500 à 2650 tr/mm nous nous limitons dans notre analyse à ce domaine de fonctionnement.

Les deux premières pulsations propres sont trop basses et n'apparaissent pas sur le graphe. Au dessus de Ω_6 , les pulsations deviennent importantes et sortent du domaine d'utilisation de notre moteur. Donc nous aurons à étudier principalement les pulsations Ω_3 à Ω_6 correspondant aux 1er, 3e, 5e, 6e et 8eme vitesse (la 2e, 4e et 7eme Vitesse ont des pulsations très voisines de celles énumérées déjà).

Lors de l'excitation du système, nous devons nous attendre à ce que les charges dynamiques les plus importantes interviennent aux vitesses de résonances.

4 - Modes des vibrations libres :

L'étude des modes de vibration, nous renseigne sur l'oscillation des différentes masses, l'une par rapport à l'autre et sur leurs amplitudes relatives.



Mode correspondant à la 1^{er} et à la 4^{ème} fréquence propre du système de la Figure 2.

La fig. 4a. représente les formes du premier mode naturel de mouvement, les ordonnées indiquant les angles de rotation de chaque masse. Sur la fig 4.b, la première partie (les 7 premières masses) vibre comme un seul bloc, avec des amplitudes relatives assez faibles. La deuxième partie vibre avec ses masses en opposition de phase. Cette forme montre que les masses les plus sensibles à la vibration de cette fréquence, sont ceux qui se trouvent aux voisinages du cardan.

5 - Charges dynamiques :

Nous nous intéressons aux charges dynamiques localisées aux voisinages des cardans à des régimes de fonctionnement moteur variant entre 1500 et 2650 tr /mn .

Le calcul numérique, montre que les charges dues à l'excitation des cardans, sont maximales sur les volants 9, 10 et 11 (partie de la transmission située entre la boîte de vitesse et le pont arrière).

Pour mieux apprécier l'influence des charges dues à l'excitation des cardans, nous calculons les couples M9 , M10 et M11 en faisant varier l'inertie, la rigidité et l'amortissement de certains éléments de la transmission, au rapport de vitesse maximum, véhicule sans charge.

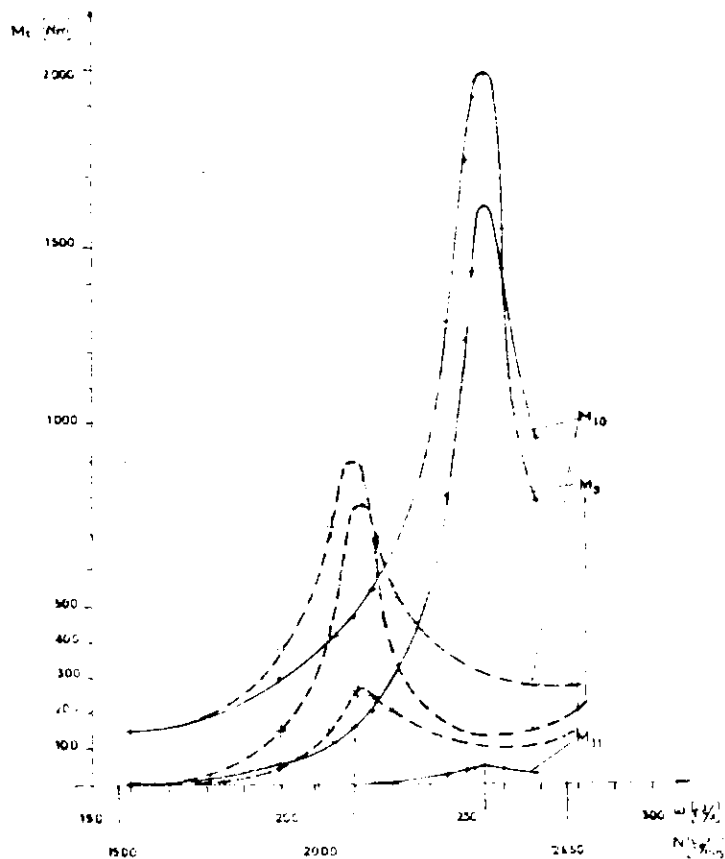


Fig.5— Variante de base des couples M9,M10 et M11.

— Variante des couples M9,M10 et M11 avec diminution de l'effet de l'amortisseur torsionnel.

En diminuant le moment d'inertie de l'amortisseur torsionnel dans un rapport de $\frac{1}{10}$ (fig 5), nous obtenons des couples (M9, M10) 2,2 fois plus grands et M11, 5 fois plus petit par rapport à la variante de base.

Par conséquent la suppression du damper, augmente les charges dynamiques dans des rapports relativement importants.

Cette analyse nous permet de conclure, que les charges dynamiques, aux voisinages des cardans, peuvent être diminuées dans la plage d'utilisation moteur (1500 - 2650 tr /mn).

Comme exemple d'application, nous avons vérifié le modèle dynamique du groupe motopropulseur adopté dans l'étude théorique, à l'aide d'un banc d'essai représentant le moteur du camion TB. 230, et ceci en vérifiant les fréquences propres calculées, par voie expérimentale (fig. 6).

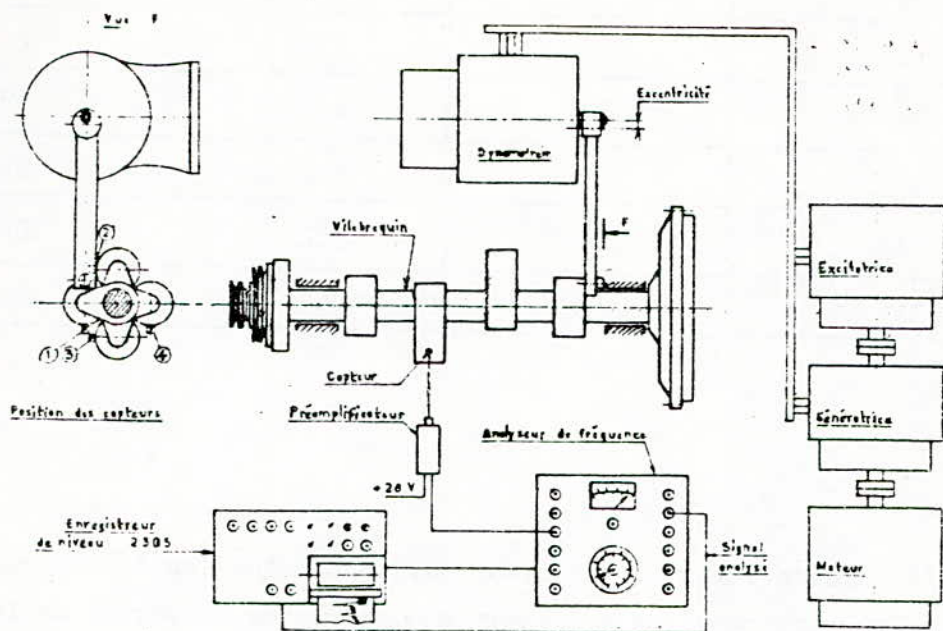


Fig. -6 - Analyse en fréquence des vibrations.

Si l'on s'accorde une marge d'erreur de $\pm 5\%$ sur les valeurs des fréquences propres obtenues par le calcul théorique (tableau ci-dessous), nous constatons qu'il y a une parfaite coïncidence de ces valeurs avec celles obtenues par les essais. Par conséquent, on peut conclure que le modèle dynamique choisi dans l'étude théorique est assimilable au cas réel. Donc les résultats donnés par l'analyse numérique sont vraisemblables.

Tableau des fréquences propres :

f	Valeurs calculées	5 % d'erreur	Valeurs extremes des maximums locaux enregistrées.
f ₁	141	7	134 148
f ₂	142	12	230 254
f ₃	567	28	539 595
f ₄	835	41	794 876
f ₅	1012	50	962 1062
f ₆	1117	56	1061 1172

6 - Conclusions :

Les différentes variantes étudiées, expliquent que les fortes pulsations de couples proportionnelles à l'inertie massique, de la partie de la transmission, située entre les deux joints, sont dues aux fortes accélérations angulaires à des régimes élevés, et surtout aux vitesses de résonances.

Pour résoudre ce problème, il s'agit par conséquent de diminuer les pulsations de couples agissant entre les deux joints, en intervenant sur les paramètres suivant :

- Réduire la vitesse max. de la transmission (ω 218 rd / s) de manière à éviter les résonances avec l'excitation des cardans.
- Réduire les singularités au niveau des joints (véhicules sans charges)
- Améliorer la qualité du damper (augmentation de l'amortissement et diminution de la rigidité).
- Changer la technologie des joints utilisés, pour les rendre hamocinétiques.

7 - Bibliographie :

- 1 - E. LAUSTER Etude des vibrations de torsion des véhicules utilitaires A.M.Z. n° 7.8.9. - 1978.
- 2 - R.L. FOX Mesure et analyse des vibrations du groupe motopropulseur d'un camion.
- 3 - R.G. JOYNER La transmission du camion considérée comme source de vibration S.A.E. n° 760 - 843 Novembre 1976.
- 4 - I.A. LOURIE Kroutilnie kolebania V. dizelinkh oustanoukakh Voenmorizdat - Moscou - 1940.
- 5 - S.TIMOSHENKO Theorie des vibrations
Librairie Polytechnique Paris 1954.
- 6 - W. THOMSON Theory of vibration with applications
Englewood cliffs - New - Jersey - 1972.

ETUDE DE LA PROPAGATION TROPOSPHERIQUE
DES ONDES RADIO-ELECTRIQUES EN MONOSTATIQUE

PAR RADAR ST

K. SAADA

Laboratoire de Télécommunications Département Electronique

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE

10, Avenue Pasteur Hassen Badi ALGER.

ملخص:

الهدف من هذا العمل هو توضيح مدا قدرة الرادار على اشتباه
رباط راديوكهربى ثنائى و(من نقطة الى اخرى) اعتمادا على
التركيب الفيزيائى (من طبقات) للفضاء و المحصل عليه
باستعمال هذا الرادار نفسه .

Abstract :

The goal of this work is to show the ST radar efficiency
(Stratosphere, Troposphere) in simulating a bistatic radio-electrical
bond (sample to sample) from the atmosphere physical structure(in
layers) wich is first determined by the same radar.

Résumé :

L'objet de ce travail est de montrer l'efficacité du radar ST
(Stratosphère, Troposphère) à simuler une liaison radio-électrique
bistatique (point à point) à partir de la structure physique (en
couches) de l'atmosphère déterminée préalablement par le même radar.

ETUDE DE LA PROPAGATION TROPOSPHERIQUE
DES ONDES RADIO-ELECTRIQUES EN
MONOSTATIQUE PAR RADAR ST.

K. SAADA

1. INTRODUCTION :

Après que l'on s'est rendu compte des limites des ballons-sondes comme outil d'exploration de la basse atmosphère, on a cherché un nouveau procédé qui pourrait améliorer les études sur la structure physique de celle-ci ; à savoir le radar ST (Stratosphère-Troposphère). 1 à 6.

Le radar ST est à effet Doppler. Il travaille dans la gamme des ondes VHF (30 à 300 Mhz).

Selon des études expérimentales effectuées aux USA et en FRANCE, ce nouveau moyen s'est montré plus efficace que les ballons-sondes traditionnelles dans le domaine de la météorologie : détermination plus précise des caractéristiques physiques de l'atmosphère (réflectivité turbulente " η " et coefficient de réflexion en puissance $/\rho/2$) et de la vitesse du vent.

L'objet de cet article est de montrer l'efficacité du radar ST dans le domaine des télécommunications, et plus particulièrement dans l'étude (par simulation) de la propagation des ondes radio-électriques (VHF et UHF) dans la troposphère.

1- PRINCIPE :

La simulation d'une liaison bistatique (pont à point) par le radar ST est très simplifiée si l'on choisit la méthode de propagation rectiligne ; c'est à dire une terre fictive de rayon équivalent $R (=KR)$ de façon que le rayon d'onde soit une droite. /7,8/

Avec
$$K = \frac{1}{L + R \frac{dn}{dz}} \quad (1)$$

(= $\frac{4}{3}$ pour une atmosphère standard)

$R =$ rayon de la terre (=6371 Km),

$\frac{dn}{dz}$ = gradient vertical de l'indice de réfraction "n" de l'atmosphère.

La structure physique de la troposphère étant constituée par la superposition de couches stables et turbulentes, le radar ST peut simuler une liaison radio-électrique bistatique lorsqu'il émet une onde VHF en vertical, sur une couche turbulente, ou en oblique, sur une couche stable.

1-1 : CAS DES COUCHES STABLES :

Dans ce cas on exploite la réflexion de l'onde radar (de longueur λ_r) sur la couche stable de l'atmosphère.

(Fig. 1).

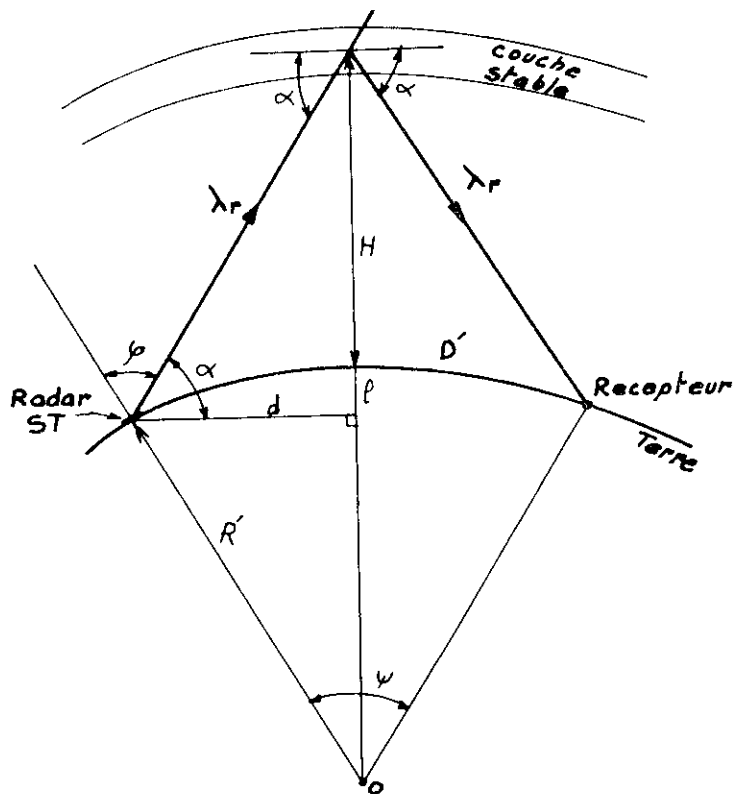


Figure 1 : Simulation d'une liaison bistatique par radar ST tirant en oblique sur une couche stable de l'atmosphère.

La portée de liaison est alors :

$$D = \psi R \quad (2)$$

avec $\psi = 2(\alpha + \varphi) - \pi \quad (3)$

$$\alpha = \arccos\left(\frac{\sin \varphi}{1 + \frac{H}{R}}\right) \quad (4)$$

étant l'angle d'incidence de l'onde radar sur la couche stable de la troposphère, et l'angle d'inclinaison de l'antenne oblique du radar ST. Pour plus d'efficacité du radar ST à mieux sonder l'atmosphère l'angle φ ne doit pas dépasser 15° .

Signalons que le radar ST émet son onde dans l'espace à travers trois réseaux d'antennes (une verticale, et deux autres obliques dans les directions Nord-Est et Sud-Est) comme le montre la figure 2./1,2/

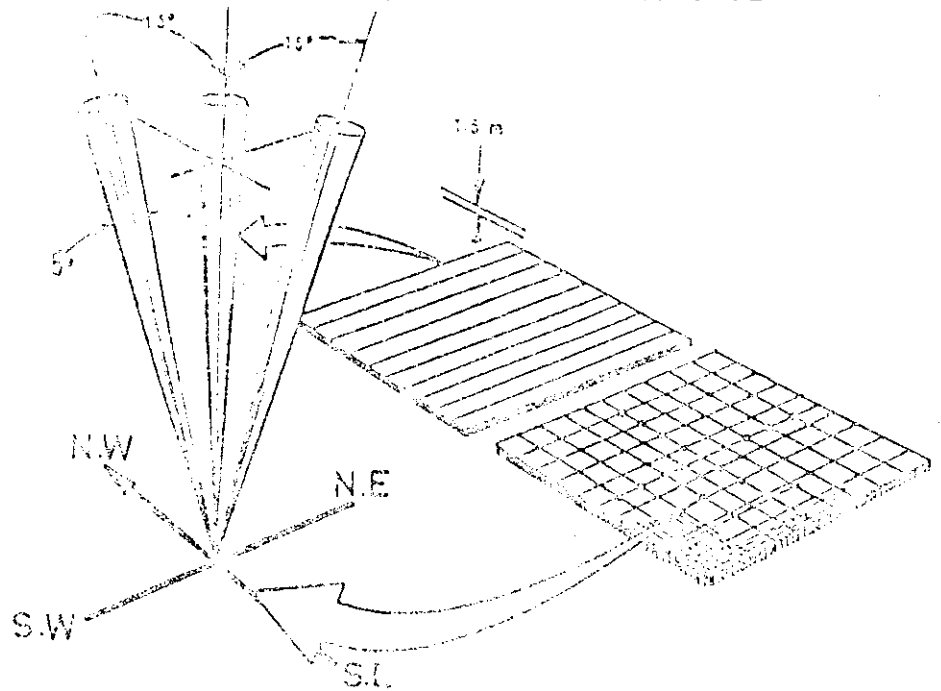


Figure 2 : Réseau d'antenne du radar ST à trois directions.

1-2 : CAS DES COUCHES TURBULENTES :

Sous l'influence de la turbulence, l'onde radar "F" émise en vertical sur une couche turbulente est équivalente à une autre onde oblique de fréquence "f". Ces deux fréquences sont liées par la relation : $f_{ob} = f_r / \sin(\frac{\theta}{2})$, 3, 4/

$$F_{ob} = \frac{f_r}{\sin \frac{\theta}{2}} \quad (5)$$

ou θ est l'angle de diffusion (fig. 3).

La portée bistatique de liaison est dans ce cas :

$$D = \gamma R \quad (6)$$

avec $\gamma = 2 \operatorname{Arctg} \left(\frac{d}{\sqrt{R^2 - d^2}} \right)$ (7)

$$d = H / \sqrt{\operatorname{tg}^2 \frac{\theta}{2} + \frac{H}{R'}} \quad (8)$$

L'angle de tir "ε" de l'émetteur fictif permettant la liaison bistatique simulée est :

$$\varepsilon = \frac{\theta}{2} \quad (9)$$

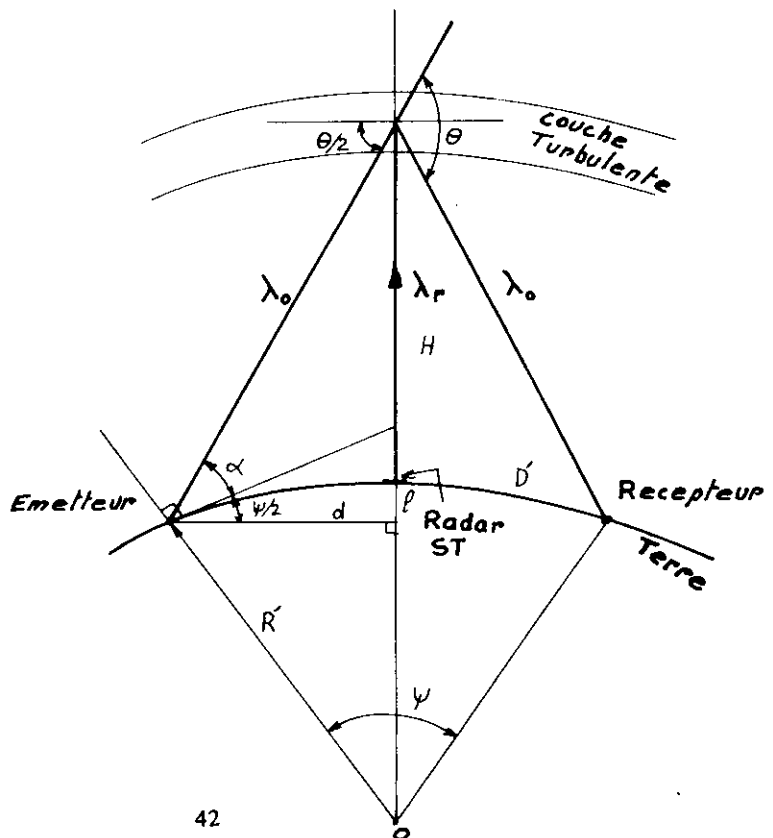


Figure 3 : Principe de simulation d'une liaison bistatique par radar ST tirant en vertical sur une couche turbulente.

L'angle de diffusion étant déterminé par la fréquence radar et les caractéristiques de la couche turbulente, on peut alors prévoir la fréquence, l'angle de tir, et la portée de l'onde équivalente réalisant la liaison bistatique simulée par le radar ST tirant en vertical.

Exemples :

H (Km)	D (Km)	
	Radar tirant en oblique sur une couche stable ($\theta = 15^\circ$).	Radar tirant en vertical sur une couche turbulente ($f_r = 50\text{MHz}$ $f_{ob} = 30\text{MHz}$).
1	0,402	27
3	1,205	
5	2,007	
10	4,012	
15	6,015	

Ce tableau montre bien que le radar ST ne peut simuler efficacement une liaison radio-électrique en bistatique que lorsqu'il tire en vertical en exploitant l'effet de la diffusion sur les couches turbulentes de l'atmosphère.

VI-2- FREQUENCE ET PORTEE DE LA LIAISON BISTATIQUE SIMULEE PAR RADAR ST :

Considérons une couche turbulente située à l'altitude H dans la troposphère. L'efficacité de la diffusion à partir de cette couche est caractérisée par la section efficace " σ_{eff} ;" ou par la réflectivité " ρ " que l'on peut mesurer par radar ST. /2,5,6/.

Par définition on a :

$$\overline{V}_{\text{eff.}} = \frac{\text{Puissance rétrodiffusée}}{\text{Densité de puissance incidente.}} \quad (10)$$

$$\gamma = \frac{\overline{V}_{\text{eff.}}}{V} \quad (11)$$

Avec
$$V = \frac{\pi}{8} H^2 \theta^2 C \quad (12)$$

Où V est le volume de diffusion (ou exploré par le radar)

θ est l'angle d'ouverture de l'antenne du radar, θ^2 la durée de l'impulsion d'émission, et C est la vitesse de l'onde dans l'air ($=3.10^8 \text{m/s}$) :

Pour déterminer la fréquence de travail "f_{ob}" et la portée de l'émetteur oblique fictif réalisant la liaison radio-électrique bistatique on doit connaître (expressions (5), (6), (7) et (8)) la valeur de l'angle de diffusion "θ", la fréquence du radar "f_r" étant connu.

L'angle de diffusion "θ" est déterminé, à partir des caractéristiques du radar, de la couche turbulente, et de l'altitude H, par :

$$\theta = 2 \cdot \text{asin} \left(\frac{A^2 E}{4 B^2} \right)^{\frac{1}{3}} \overline{V}_{\text{eff.}} \quad (13)$$

avec
$$A = \frac{62,28}{L_0^2 M^2 H^2 \beta^2 C} \quad (14)$$

$$B = \frac{1}{d^2} \sqrt{\frac{2}{3} G^2 H^3} \quad (15)$$

$$E = \frac{\frac{4}{3} (R + H) \cdot \left(1 + \frac{R+H}{d} \right) \text{tg} \frac{\beta}{2} + 1}{1 - 2 \cdot \frac{R+H}{d} \text{tg} \frac{\beta}{2}} \cdot \frac{\pi H^2 \text{tg}^2 \frac{\beta}{2}}{2} \quad (16)$$

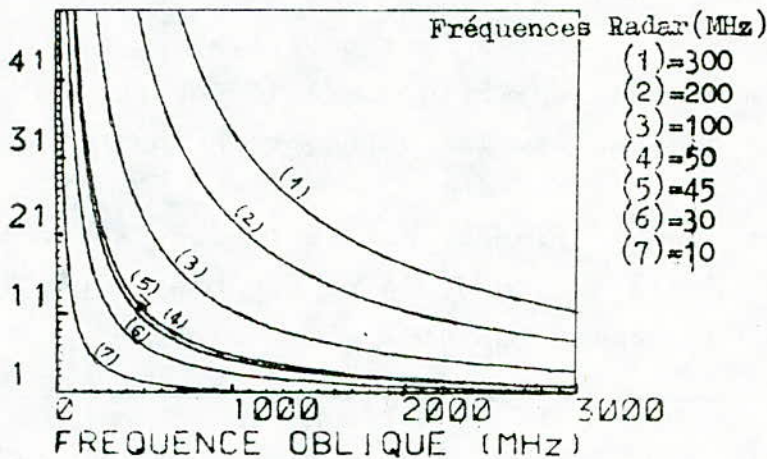
ou G est le gain d'antenne du radar.

II-1/- INFLUENCE DE f_r ET DE θ SUR f_{ob} :

La famille de courbes de la figure 4, obtenues à partir de la relation (5), donnent la fréquence oblique " f_{ob} " en fonction de l'angle de diffusion " θ " pour différentes valeurs de la fréquence radar " f " ($=10, 30, 45, 50, 100, 200,$ et 300 MHz).

C'est à dire pour f_r balayant toute la gamme VHF

ANGLE DE DIFFUSION (Deg)



Figure(4): Fréquence des liaisons bistatiques simulées par Radar, ST en fonction de l'angle de diffusion à différentes fréquences Radar.

L'analyse de ces courbes permet de dire que :

- à angle de diffusion constant, la fréquence oblique varie dans le même sens que celle du radar ; mais avec une proportion très grande. En effet pour $\theta=5^\circ$, si f_r prend successivement les valeurs 45 et 50 MHz, f_{ob} passe de 1000 à 1020 MHz.
- à fréquence radar constante, f_{ob} varie dans le sens opposé de celui de θ . Ainsi pour $f_r=45$ MHz, f_{ob} passe de 300 à 200 MHz lorsque l'angle θ prend respectivement les valeurs $17,5^\circ$ et 29° .
- pour $f = 300$ MHz (extrémité supérieure de la gamme VHF), l'angle θ minimum correspondant à $f = 30$ MHz (extrémité inférieure de la gamme VHF) est de 12°

11-2/ : VARIATION DE LA PORTEE DE LIAISON BISTATIQUE
EN FONCTION DE f_{ob} ET DE L'ALTITUDE DE LA COUCHE TURBULENTE
A f_r CONSTANTS :

Les figures 5 et 6 obtenues à partir des relations (5), (6), (7) et (8) donnent la portée de liaison bistatique en fonction de l'altitude de la couche turbulente à différentes fréquences obliques (60, 100, 200, 300, 500, 600, et 800 MHz) et à fréquence radar constante (45 et 50 MHz).

Ces figures montrent qu'à :

- altitude et f_r constantes, la portée de liaison bistatique varie dans le même sens que celui de la fréquence oblique.
- altitude et f_{ob} constantes, la portée et f_r varient dans des sens opposés.

Ces constatations sont confirmées par le tableau suivant, qui pour une altitude de 15 Km, donne la portée bistatique (en Km) pour des valeurs données de f_{ob} et f_r .

f_{ob} (MHz)	200	300	500	800
f_r (MHz)				
50	88,5	138	247,5	484
45	99	154	285	600

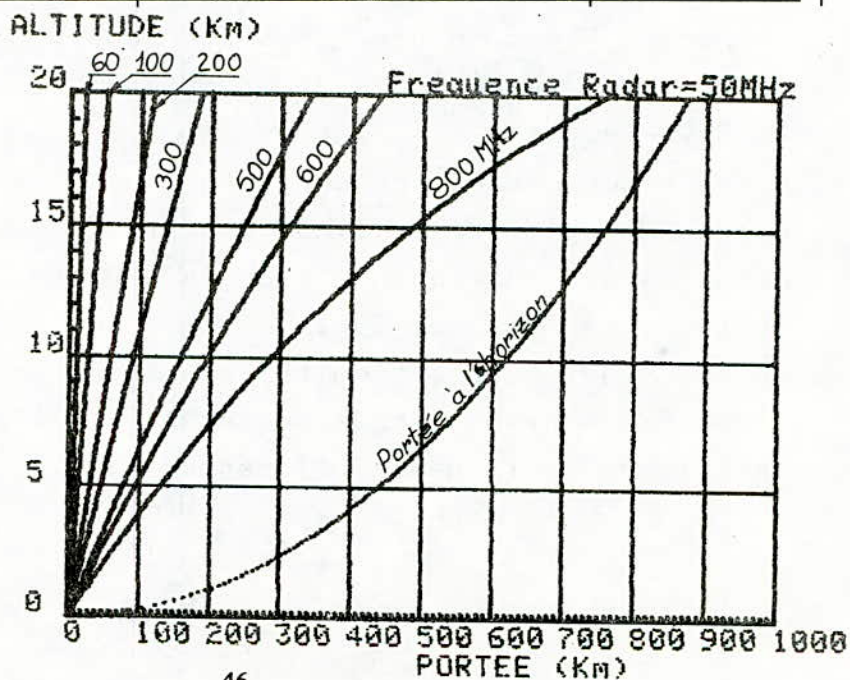


Figure 5 : Portée bistatique à différentes valeurs de f_{ob} et à $f_r=50$ MHz

ALTITUDE (Km)

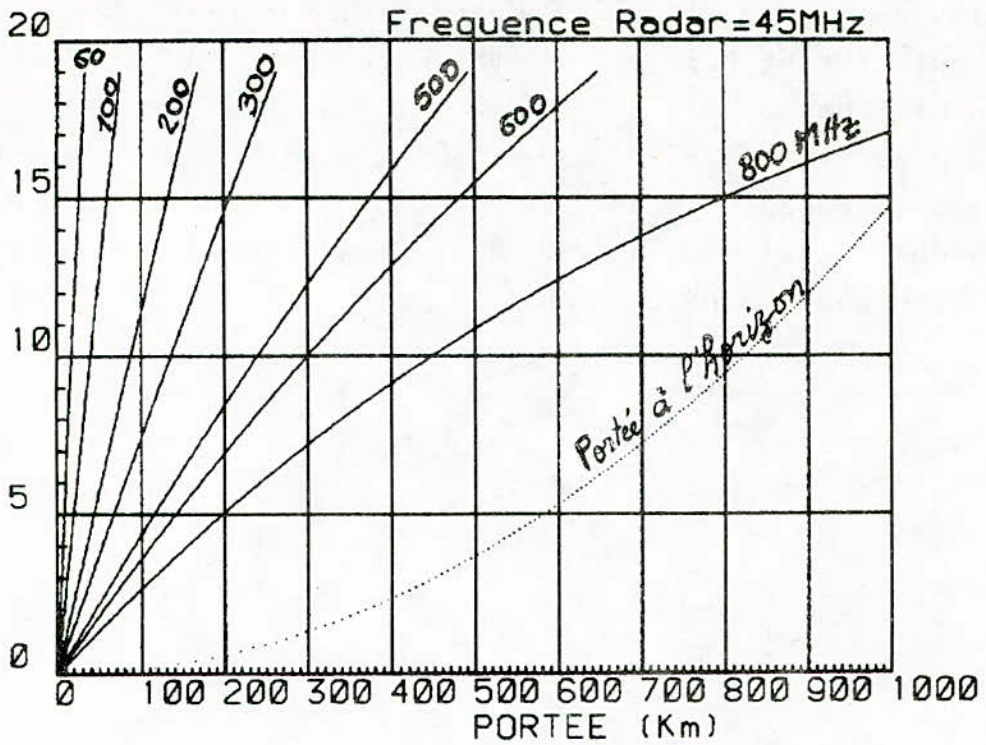


Figure 6: Portée bistatique à différentes valeurs de F_{ob} et à $f_r = 45$ MHz

CONCLUSION /

Nous pouvons dire, en conclusion, que le radar ST ne peut simuler une liaison radio-électrique bistatique que lorsqu'il tire en vertical en exploitant le phénomène de diffusion sur les couches turbulentes de la base atmosphère.

D'autre part cette liaison bistatique est d'autant mieux simulée que sa fréquence de travail est plus élevée (haute VHF et UHF) et que la fréquence radar est plus faible (basse VHF).

De plus, le radar ST permettant une exploitation de la basse atmosphère meilleure que par l'emploi des ballons-sondes classiques, il est donc plus intéressant radio-électriques point à point.

BIBLIOGRAPHIE

- (1) -B.B. BALSLEY, W.L. ECKLUND, D.A. CARTER, and P.E. JOHNSTON : The MST radar at Poker Flat, Alaska. Radio science, 15, (N°2), 2 13, (March-April 1980).
- (2)- M. CROCHET : le radar ST à 50 MHz.
Rapport scientifique sur le radar ST du LSEET.
Université de Toulon et du Var (France-1983).
- (3)- K.S. GAGE and B.B. BALSLEY : On the scattering and reflection mechanisms contributing to clear air radar echoes from the troposphere, stratosphere, and mesosphere.
Radio science, 15 (N°2), 243 (Mars - April 1980).
- (4) -E. VASSY, physique de l'atmosphère - tome 3.
Edition G. Willards - Paris (1959).
- (5)- J.L. GREEN and K.S. GAGE : Observations of stable layers in the troposphere using VHF radar.
Radio science, 15 (N°2), 395, (March-April 1980).
- (6)- J.L. GREEN and K.S. GAGE : Evidence for specular reflection monostatic VHF radar observations of the stratosphere.
Radio science, 13 (N°6), 991, (Novembre-Décembre 1978).
- (7)- L. BOITHIAS : Propagation des ondes radio-électriques dans l'environnement terrestre.
Dunod - Paris (1983).
- (8)- F. DU CASTEL : Propagation troposphérique et faisceaux hertzien transhorizon.
Chiron - Paris 6° (1961).

Construction des diagrammes T.T.T. et T.R.C. d'un
acier faiblement allié au manganèse de production
nationale. *

Mabrouk BOUABDALLAH
Bernard SCHMITT

Laboratoire de metallurgie E.N.P
DPIC NANCY FRANCE

ملخص :

لا يمكن التنبؤ بالتركيب الهيكلي للصلب بعد المعالجة الحرارية
المعينة حيث ان هذا التركيب لا يمكن الا عن طريق دراسة عاملة لذلك
التركيب بعد معالجات حرارية مختلفة ان نجيب على هذا السؤال
بطريقة مرضية .

و هذا موضوع عملنا بالنسبة لصلب منخفض البائكية عمل بواسطة المصنع
الوطني سيداع .

فقد تم رسم منحنيات معدل التعول والرسن الحرارية و منحنيات التعول
بالتبريد المستمر بطريقة التمدد الحراري و بعد بواسطة التصوير الميكروغرافي
و قياس الصلابة الجزائرية فان هذه المنحنيات تجيب على اسئلة المعالجة
الحرارية الصناعية بدقة مرضية بالنسبة لهذا النوع من الصلب .

ABSTRACT :

Generally, in steels, the structural state obtained after a
certain heat treatment don't follow a pre-established law, there-
fore it is difficult to predict. Only a complete structural study
after several treatments can give a satisfactory answer to this
question. This is the object of our work about a low alloyed
steel elaborated by the national society SIDER.
By the dilatometric method we have established T.T.T and C.C.T
diagrams. Along with micrographic and microhardness measurments,
these diagrams answer occurately enough the industrial heat
treatment problems.

RESUME :

Généralement dans les aciers, l'état structural obtenu
après un traitement thermique donné n'obéit pas à une loi
préétablie, et de ce fait, il est difficilement prévisible. Seule
une étude complète de la structure après divers traitements peut
répondre et de façon satisfaisante à cette question. C'est
l'objet de notre travail concernant un acier faiblement allié
élaboré par la Société Nationale SIDER.

Par la méthode dilatométrique nous avons établi les
diagrammes T.T.T. et T.R.C. Complétés par la micrographie et les
mesures de microdureté, ces diagrammes répondent avec une préci-
sion suffisante aux problèmes relatifs aux traitements thermiques
industriels de cet acier.

CONSTRUCTION DES DIAGRAMMES T.T.T. ET T.R.C. D'UN

ACIER FAIBLEMENT ALLIÉ AU MANGANESE

M. BOUABDALLAH

B. SCHEMITT

I - INTRODUCTION

La décomposition de l'austénite au cours du refroidissement depuis le domaine stable austénitique d'un acier donne naissance à des structures d'équilibre ou hors équilibre difficilement prévisibles. La connaissance du mécanisme et celle de la cinétique de cette décomposition permettent d'expliquer les structures obtenues et les propriétés mécaniques de l'acier qui leur sont étroitement liées. Ainsi pour une nuance d'acier donnée, une étude complète des transformations de phases permet de définir les traitements thermiques spécifiques à l'obtention de la structure souhaitée.

Les méthodes d'étude des transformations de l'austénite, soit en conditions isothermes (1), soit en refroidissement continu, d'abord longues, fastidieuses et imprécises, ont largement bénéficié des développements de nouvelles techniques comme la dilatométrie de trempe rapide, la microscopie électronique et l'informatique. Ainsi, comme l'ont montré A. DUCOIN et ses collaborateurs (2)(3), la mise en oeuvre d'une méthode informatisée pour le dépouillement des courbes dilatométriques ou des courbes d'analyse thermique obtenues par refroidissement continu de l'acier depuis le domaine austénitique, affine les résultats et permet de déterminer la cinétique de la transformation.

Dans notre étude, la dilatométrie est la méthode expérimentale de base par excellence car elle permet théoriquement de suivre de façon continue l'évolution de la transformation, soit au cours d'un maintien à température constante, soit au cours d'un refroidissement continu. Nous l'utiliserons pour déterminer les caractéristiques structurales d'un acier élaboré par la Société Nationale de Sidérurgie.

II - MATERIAU ET TECHNIQUES EXPERIMENTALES

II.1 Le matériau

Le matériau étudié provient de l'usine sidérurgique d'El-Hadjar. C'est un acier faiblement allié au manganèse ; il contient 0,37 % C, 1,26 % Mn, 0,31 % Si et 0,2 % Cr. Cet acier est destiné à la tuberie sans soudure et les échantillons dont nous disposons ont été prélevés directement sur un tube.

Avant d'aborder l'étude des transformations de phases, nous avons déterminé quelques caractères structuraux de l'acier dans les différents états : recuit, trempé et revenu.

L'observation de la structure, que ce soit à l'état brut ou après n'importe quel traitement thermique, montre la présence de plusieurs types d'inclusions parmi lesquelles nous citerons :

- le sulfure de manganèse
- le carbonitride de titane
- l'alumine

Ces inclusions sont très fréquentes.

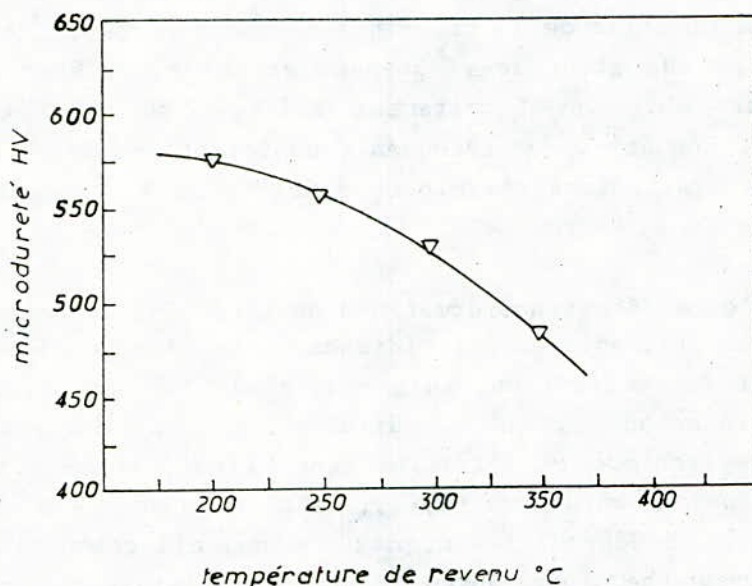


Figure 1 : Diagramme Microdureté - Température de Revenu
Charge de l'essai : 200 g
Durée du revenu après trempé à l'eau : 1 heure

Après un recuit complet on observe une structure en bandes alternées de ferrite et de perlite, caractéristique du laminage. La trempé à l'eau conduit à une structure martensitique très dure (680 HV) dans laquelle on observe des tapures, dites de trempé, qui résultent des contraintes engendrées par le gradient important de température entre la surface et le coeur de l'échantillon au cours du refroidissement. La trempé à l'huile conduit à une structure moins dure et exempte de tapures.

La figure 1 représente l'évolution de la micro-dureté de la structure obtenue après un revenu d'une heure à différentes températures. La diminution régulière de la micro-dureté, illustre l'évolution vers une structure ferrito-perlitique proche de l'état recuit.

II.2 Méthodes expérimentales

Dans cette étude, la dilatométrie et la métallographie se révèlent des méthodes expérimentales complémentaires.

Le cycle thermique subi par les éprouvettes dilatométriques est classique : austénisation à $A_{c3} + 50$ °C suivie, soit par un refroidissement continu à différentes vitesses (transformation en conditions anisothermes), soit par une trempe rapide pour éviter toute transformation jusqu'à la température de traitement (transformation en conditions isothermes). Les variations dimensionnelles des éprouvettes sont détectées par un capteur de déplacement puis amplifiées et enregistrées en fonction de la température (4). Pour minimiser le gradient thermique, les éprouvettes sont de faibles dimensions ($h = 12$ mm, $\phi = 2$ mm). Signalons aussi que l'état initial des éprouvettes est le recuit de normalisation.

La métallographie est utilisée pour l'observation et le contrôle de la structure des échantillons après les traitements thermiques définis par l'analyse dilatométrique.

III - RESULTATS

L'objectif principal de notre étude est d'établir les diagrammes TTT (Température, Temps, Taux de Transformation) et TRC (Transformation en Refroidissement Continu) de l'acier étudié.

III.1 Etude en conditions isothermes - Diagramme TTT

Le dilatomètre enregistre les courbes $\delta l = f(t)$. Ce sont des courbes en S qui traduisent bien l'évolution de la transformation en fonction du temps. On a vérifié que la décomposition de l'austénite suit un processus hétérogène et obéit à l'équation de JOHNSON-MEHL (5) :

$$y = 1 - e^{-n(k t)}$$

dans laquelle y est la fraction transformée

k la constante de vitesse

et n un coefficient sans dimension

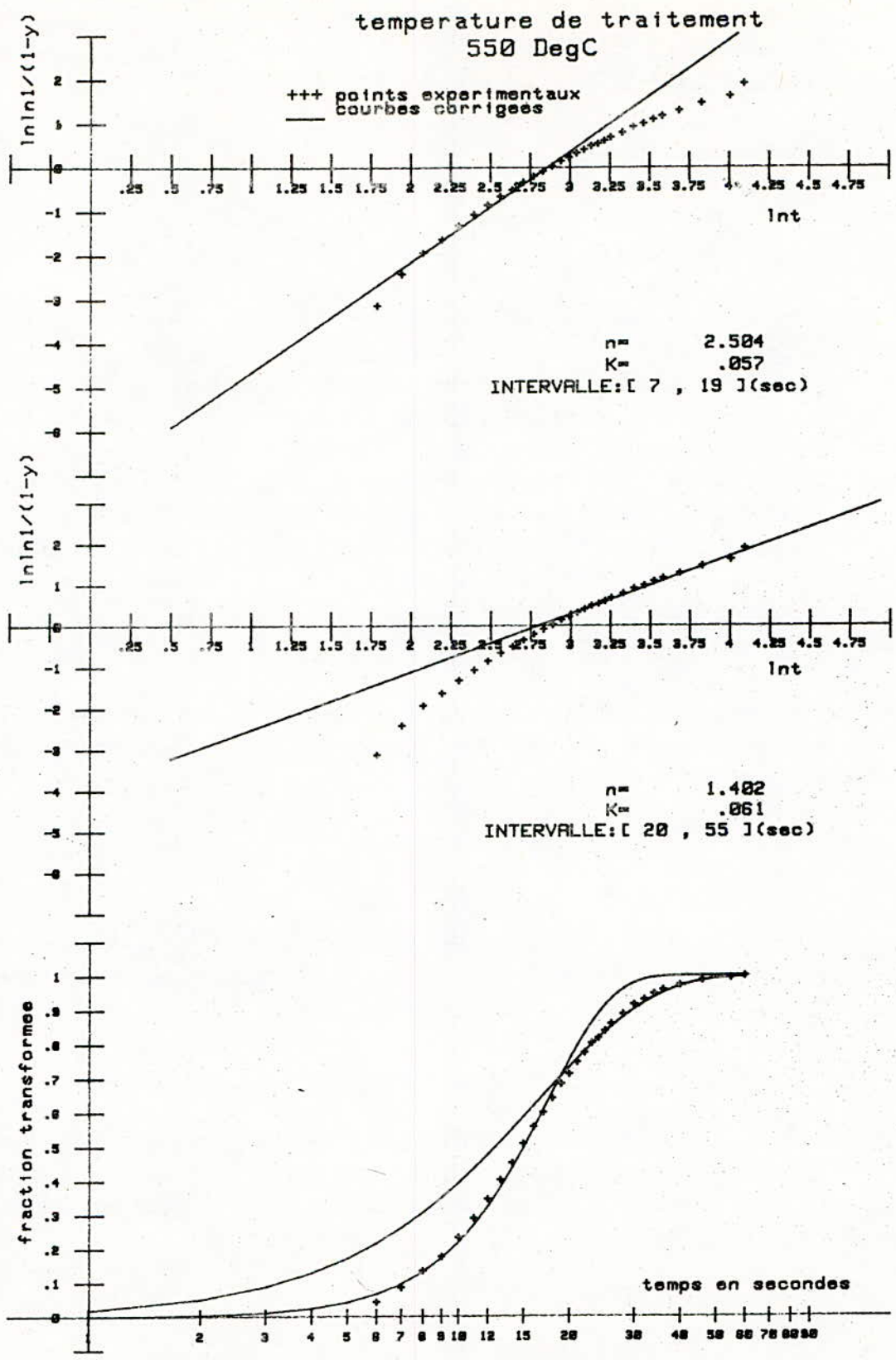


Figure 2 : Linéarisation de la courbe dilatométrique de la transformation isotherme à 550 °C

Les courbes dilatométriques sont d'abord normalisées puis ramenées à la forme linéaire afin de déterminer les paramètres k et n de la transformation (figure 2).

La décomposition de l'austénite s'effectue toujours en deux étapes successives :

- à haute température (au dessus de 500°C) la première correspond à l'apparition de la ferrite et la seconde à celle de la perlite.
- à basse température (entre 300 et 500°C), la transformation conduit d'abord à la ferrite probaitinique et ensuite à la bainite.

La séparation entre les deux étapes n'est jamais bien nette car quel que soit le domaine de température, la deuxième transformation apparaît alors que la première n'est pas encore achevée.

Bien que k ne soit pas effectivement une constante de vitesse, (k est fonction du temps et de la fraction transformée) sa connaissance permet d'estimer la vitesse de réaction (5) et les résultats obtenus montrent que la transformation est rapide au voisinage de 600°C et de 430°C . Ces deux températures correspondent dans le diagramme TTT, la première au nez perlitique, la seconde au nez bainitique.

Les observations métallographiques confirment la validité du diagramme TTT que nous avons construit (figure 3).

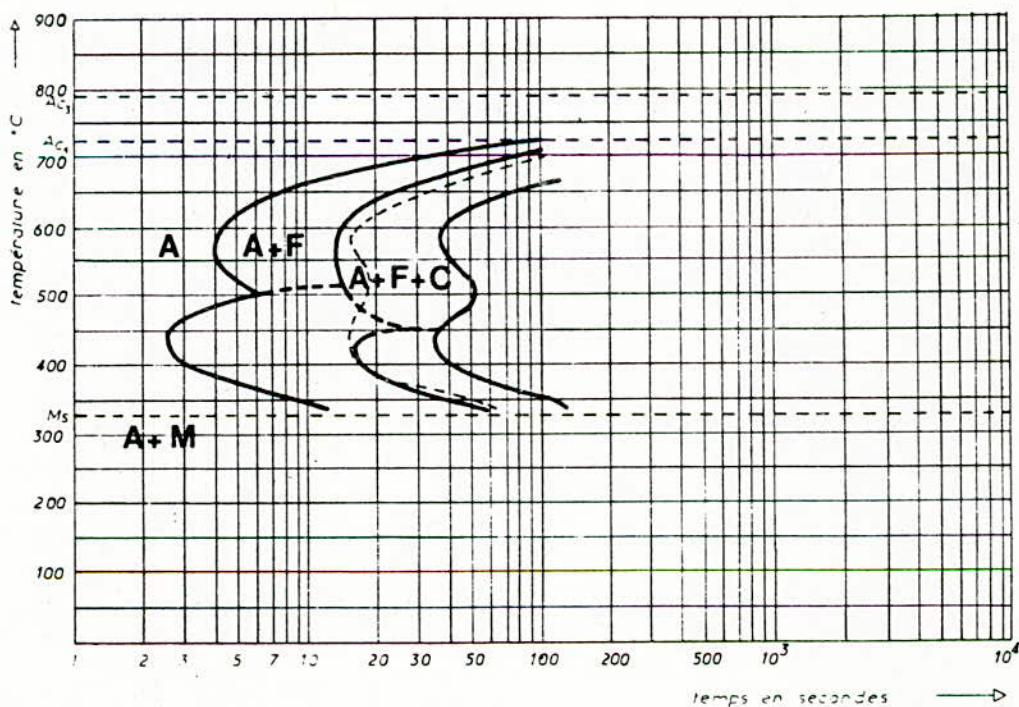


Figure 3 : Diagramme T.T.T. après un traitement d'austénisation de 15 minutes à 850°C .

III.2 Etude en conditions anisothermes - Diagramme TRC

Les points de transformation sont repérés directement sur les courbes dilatométriques, soit aux endroits où la tangente à la courbe s'écarte de la portion linéaire, soit aux endroits où s'observe un net changement de pente (6). Les proportions des constituants transformés sont calculés par la méthode graphique classique appliquée aux courbes dilatométriques.

Selon la vitesse de refroidissement, on peut distinguer trois domaines principaux : faibles vitesses, vitesses moyennes et grandes vitesses de refroidissement.

Les faibles vitesses aboutissent à la structure d'équilibre ferrito-perlitique et vont jusqu'à 4°C/s. Dans ce domaine, la structure métallographique d'abord grossière, s'affine à mesure que la vitesse de refroidissement s'accroît.

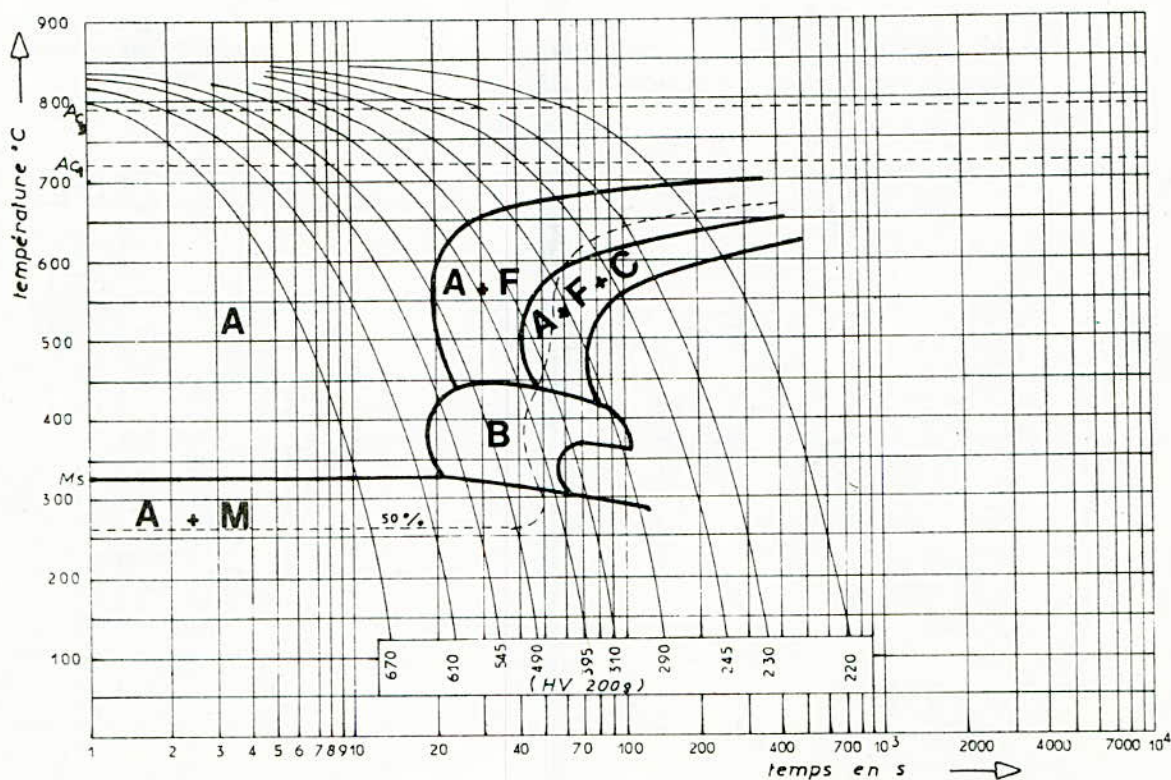


Figure 4 : Diagramme T.R.C. après un traitement d'austénisation de 15 minutes à 850 °C

L'évolution de la structure est très marquée aux vitesses moyennes comprises entre 4 et 25°C/s. On assiste à la disparition progressive de la perlite et de la ferrite qui font place à la bainite et à la martensite.

Lorsque la vitesse de refroidissement dépasse 25°C/s environ, la martensite est le seul produit de la transformation (figure 4).

Sur le diagramme vitesse-structure-dureté (figure 5) on retrouve les domaines précédents. La micro-dureté varie peu dans le premier domaine, par contre, dans le deuxième, elle varie beaucoup à cause de l'apparition des nouveaux constituants très durs : la bainite et la martensite. Dans le dernier domaine, la micro-dureté tend à se stabiliser à la valeur de la phase unique martensitique.

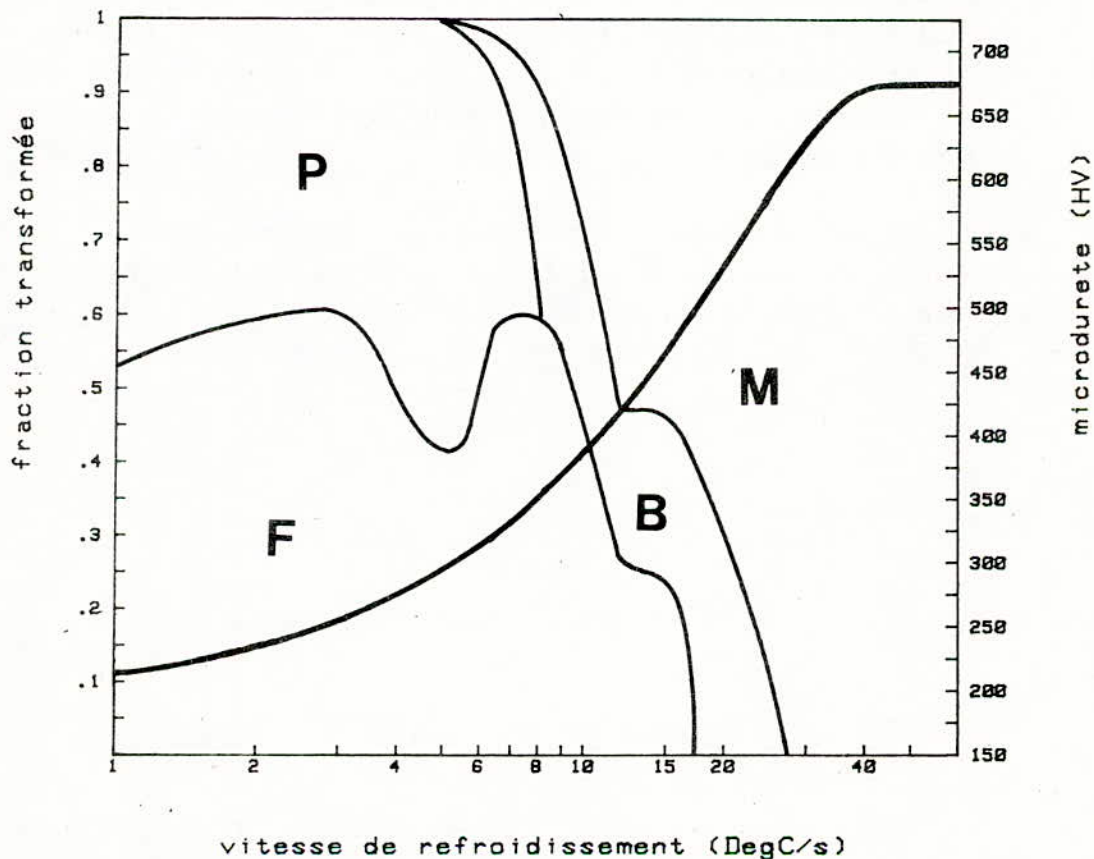


Figure 5 : Diagramme Vitesse-Structure-Dureté déduit du diagramme T.R.C.

IV - CONCLUSIONS

Le dépouillement des courbes dilatométriques et l'observation des structures métallographiques ont permis de construire les diagrammes TTT et TRC de l'acier étudié. De plus, les mesures de micro-dureté révèlent les corrélations entre les propriétés mécaniques et les états structuraux du matériau après différents traitements.

Lors de la construction des diagrammes, nous avons rencontré des difficultés de deux natures :

- Les premières sont liées à la sensibilité du dilatomètre. L'appareil présente une inertie vis à vis des changements très rapides de la température et/ou de la dimension de l'éprouvette.
- Les deuxièmes sont liées à la structure initiale du matériau. La présence de nombreuses inclusions dans l'acier d'une part et la structure initiale en bandes résultant du laminage d'autre part, sont des facteurs susceptibles d'affecter légèrement l'aspect des diagrammes que nous avons présentés.

Toutefois ces diagrammes permettent de répondre avec une précision suffisante aux questions relatives aux traitements thermiques industriels pour lesquels ils ont été construits.

BIBLIOGRAPHIE

=====

- (1) Atlas des courbes de transformation - IRSID 1975

- (2) A. DUCOIN, G. KLEIN, J.M. ROLAND
Mém. Et. Sci. Rev. Met. 81, N° 11 (1984) 605-611

- (3) A. DUCOIN, G. KLEIN, J.M. ROLAND
Mém. Et. Sci. Rev. Met. 82, N° 7 (1985) 365-371

- (4) ADAMEL LHOMARGIE
Dilatomètre de trempe ultra rapide

- (5) J. BURKE
La cinétique des changements de phase dans les métaux
MASSON et Cie, PARIS (1968)

- (6) G. BERGER
La dilatométrie différentielle
DUNOD, PARIS (1965)

CONSOLIDATION DES STRUCTURES PAR COLLAGE D'ARMATURES

par A. CHARIF

المخلص

هذا النص يوصف الخواص التلاصقية لابوكسي مع الخرسانة وحديد التسليح والخواص لانشائية لعتب بخرسانة مسلحة مدعمة بحديد ملصق خار خارجي.

ABSTRACT / :

This paper describes the adhesiveness properties of an epoxy resin to steel and concrete and the structural behaviour of R.C beams streng thened by externally bonded-steel plates.

RESUME / :

Cet article decrit les propriétés d'adhésion d'une résine epoxy à l'acier et au béton, et le comportement structurel de poutres en B.A renforcées par collage de plaques d'acier externes.

CONSOLIDATION DES STRUCTURES PAR COLLAGE D'ARMATURES

Par A. CHARIF

ABSTRACT

This paper describes the adhesiveness properties of an epoxy resin to steel and concrete and the structural behaviour of R.C. beams strengthened by externally bended steel plates.

RESUME

Cet article décrit les propriétés d'adhésion d'une résine epoxy à l'acier et au béton, et le comportement structurel de poutres en B.A. renforcées par collage de plaques d'acier externes.

I. INTRODUCTION

Le rôle de la maintenance des structures en Génie-Civil est aussi important que leur conception et exécution. La consolidation des structures peut, dans certains cas, être nécessaire. Le renforcement peut être dû à une nécessité d'augmenter la capacité portante de la structure, de restaurer sa performance à cause d'erreurs de conception ou de réalisation ou bien suite à des dommages subis. Dans ces situations, des bénéfices économiques considérables peuvent être réalisés si la structure est renforcée au lieu d'être remplacée.

.../...

Le récent développement d'adhésifs synthétiques à base de résines epoxydiques capables de lier les différents matériaux de construction ensemble a ouvert de nouvelles possibilités dans le domaine de consolidation des structures. Une alternative intéressante de rénovation consisterait à scoller des armatures externes à l'élément critique à l'aide d'un adhésif epoxydique.

L'étude reportée ici fait partie d'un plus vaste programme d'investigation sur le comportement des poutres en béton armé renforcées par des plaques d'acier scollées à l'aide d'une résine epoxy /1/. Les propriétés des divers matériaux ainsi que l'instrumentation et l'expérimentation utilisées et les modèles théoriques développés sont décrits en détail dans la référence /1/.

II. AVANTAGES DE LA TECHNIQUE

1. Versatilité

- Etant capable d'adhérer à tous les matériaux de construction la résine epoxy permet donc de renforcer toutes les structures.
- Le renforcement peut être en traction, compression, flexion ou à l'effort tranchant.
- La forme de l'élément renforçant peut être quelconque.

2. Economie de matériaux

- L'enrobage n'étant plus nécessaire, le bras de levier interne d'un élément en "béton plaqué" est supérieur à celui d'un élément en béton armé conventionnel. Par conséquent, sa résistance à la flexion est plus importante.
- Pour les éléments travaillant dans deux directions (dalles, tabliers, coques...), la résistance biaxiale des plaques peut être exploitée et la quantité d'acier nécessaire dans une direction peut aussi servir dans l'autre. Ceci peut économiser jusqu'à 50 % de métal /2.3/.

3. Rapidité d'exécution

La technique a déjà été utilisée dans certains pays pour renforcer des ponts routiers /4.5.6/. L'opération ne nécessite qu'un arrêt partiel de la circulation et peut être achevée en deux ou trois semaines. Ces avantages permettent de réaliser des bénéfices économiques considérables. L'inconvénient principal de la technique est la sélection de l'adhésif convenable aux conditions d'exploitation. Le nombre de formulations d'epoxy commercialisées est si grand et leurs propriétés diffèrent tellement qu'une erreur de choix de la résine peut être dramatique /7/..

III. ADHESION DE LA RESINE AUX MATERIAUX

L'action mécanique du joint acier/epoxy/béton est principalement par cisaillement. L'adhérence de la résine au béton et à l'acier a été étudiée par deux séries d'essais (Fig. 1 & 2). La première série d'essais était réalisée avec des adhérents en acier et en béton (essais d'arrachement). La deuxième série concernait des adhérents en acier seulement (simple et double joints) car la rupture dans la première série avait lieu à travers le béton.

La distribution des forces longitudinales et des contraintes le long du joint béton/epoxy/acier est exponentielle comme le suggère la théorie (Fig. 3, 4 & 5). A 60 % de la charge ultime la rupture est initiée du côté du joint le plus sollicité (où des contraintes normales sont présentes) mais ailleurs la variation reste exponentielle. La valeur maximale de la contrainte tangentielle enregistrée varie entre 6.0 et 8.3 N/mm² selon la classe du béton utilisé. La rupture était toujours à celle du béton. L'adhésif permet donc de réaliser des joints avec des résistances au cisaillement supérieures à celles du béton. La résistance du joint augmente avec la résistance à la compression du béton. Ceci est dû à la nature de la rupture qui est contrôlée par le cisaillement du béton.

Les essais sur simple et double joints avec des adhérents en acier donnèrent des résultats similaires (Fig. 6, 7 & 8). Les contraintes tangentielles maximales enregistrées à la rupture sont de l'ordre de 18 N/mm². La faible résistance des joints simples est due à la présence des contraintes normales causées par la dissymétrie du système. La rupture du joint est une combinaison de ruptures d'adhésion et de cohésion. Ceci suggère que la résistance de l'adhérence tangentielle de la résine à l'acier est égale à sa résistance au cisaillement.

IV. RENFORCEMENT DE POUTRES

Divers essais étaient réalisés sur des poutres en béton armé renforcées par scellage de plaques d'aciers externes sur la face tendue ou dans l'âme.

1. Essais de flexion

Ces essais étaient réalisés sur des poutres ayant suffisamment d'armatures d'âmes, sous forme de cadres, pour obtenir des ruptures de flexion par écrasement du béton comprimé après épuisement des armatures longitudinales. Les essais montrèrent que la résine ne se fissurait pas avec le béton, qu'elle n'agissait pas seulement en tant qu'adhésif mais contribuait également à la résistance de la poutre (Fig. 9).

L'adhésif assurera un monolithisme complet entre la poutre et la plaque d'acier. Ceci eut pour conséquence d'améliorer la résistance et la rigidité de la poutre plaquée. Cette action composée était aussi mise en évidence par l'épuisement de la plaque avant la rupture et par la continuité linéaire des déformations mesurées sur la plaque à travers la poutre.

Des modèles analytiques inspirés des théories classiques de béton armé étaient adaptés et appliqués pour la prédiction des flèches, rotations, largeurs des fissures et déformations. Les résultats montrèrent que les rigidités expérimentales des poutres plaquées étaient sous-estimées. Ceci suggère que la rigidité d'une poutre plaquée est supérieure à celle d'une poutre de béton armé classique conçue pour réaliser la même performance. Le mode de fissuration était également affecté par la présence des plaques. Les fissures principales ne s'ouvrent pas librement mais se divisent en fissures secondaires sous forme de Δ (Fig. 10 & 11).

Cette réduction des ouvertures entraîne un plus grand transfert de contraintes entre les fissures et, par conséquent une meilleure contribution du béton tendu. Ceci fut confirmé par les contraintes de traction dans le béton qui sont déduites directement à partir des déformations mesurées sur les barres, la plaque et le béton.

La poutre ne bénéficie pas seulement de la résistance ajoutée par la plaque mais aussi d'une meilleure contribution du béton tendu. Ceci est dû à l'effet de la plaque sur la fissuration. La plaque d'acier et la couche d'adhésif protègent la surface externe de la poutre qui est la plus fragile, et "cousent" les fissures.

Des essais sur des poutres préchargées jusqu'à 70 % de leur capacité déchargées puis renforcées, montrèrent que leur comportement n'était pas affecté par la préfissuration.

Des essais sur des poutres préchargées jusqu'à 70 % de leur capacité puis renforcées (sans déchargement) montrèrent que la résistance ajoutée par les plaques pouvait être complètement exploitée. Ceci était dû à une limite élastique plus basse de la plaque par rapport aux barres intérieures et aux propriétés plastiques de l'acier.

2. Essais de cisaillement

Une première série d'essais était réalisée sur des poutres sans armatures d'âmes (sauf aux appuis) avec une plaque scollée sur la face tendue. Les résultats ont montré que l'effet goujon dû à la plaque variait de 9 à 15 % avec portée de l'effort tranchant alors que les modèles conventionnels prévoyaient 2 à 3 % seulement. Ceci était dû à une plus grande surface de contact entre la plaque et la poutre par rapport aux barres Intérieures.

Une autre série d'essais était réalisée sur des poutres avec des armatures d'âme Internes d'un côté et externes de l'autre. Les résultats montrèrent que la résistance de la poutre à l'effort tranchant était améliorée mais la rupture était prématurée sur le côté avec des armatures d'âme externes. Le comportement peut toutefois être prédit avec un modèle utilisant la valeur des déformations enregistrées sur les armatures.

V. ANCRAGE

La largeur de la plaque à scoller ne peut excéder celle de la poutre. Il y a donc une limite supérieure à la surface d'adhérence de contact et la quantité d'acier ne peut être augmentée qu'en augmentant l'épaisseur de la plaque.

Contrairement au béton armé classique où la surface de contact qui est égale au périmètre des barres augmente avec la section des barres, la surface de contact de plaque externe n'augmente pas avec son épaisseur. Comme les contraintes d'adhérence sont proportionnelles à la section

de l'acier, la quantité de renforcement qui peut être ajoutée sera donc limitée. D'autre part, les plaques doivent être arrêtées dans la portée de l'effort tranchant, ce qui crée une section critique. Le transfert des forces de traction de la plaque vers les barres dans cette région entraîne des gradients élevés de déformations et de contraintes. Ces variations sont plus importantes avec des plaques plus épaisses.

En plus, l'excentricité entre les forces de traction et les contraintes d'adhérence qui les équilibrent crée des contraintes normales qui tendent à soulever la plaque. Ces forces sont plus grandes avec des plaques plus épaisses. Ces contraintes tangentielles et normales peuvent causer des ruptures d'adhérence prématurées.

Une analyse détaillée des contraintes normales et tangentielles présentes dans le joint plaque/epoxy/poutre est présentée dans la référence /1/. L'effet de l'arrêt de la plaque sur ces contraintes est aussi étudié.

Les essais expérimentaux ont montré qu'il y avait une rupture prématurée à partir d'une épaisseur de 6 cm (Fig. 12) et illustrent l'effet de l'arrêt de la plaque sur les contraintes d'adhérence (Fig. 13).

L'étude montra aussi que l'utilisation de deux plaques de 3 cm (au lieu d'une seule de 6 cm), la réduction graduelle de l'épaisseur de la plaque dans la portée de l'effort tranchant et l'utilisation des boulons permettent de réduire les contraintes d'adhérence mais pas suffisamment pour éviter les ruptures prématurées. Seule l'utilisation de plaques transversales permet l'exploitation de toute la résistance de flexion ajoutée par la plaque longitudinale.

VI. CONCLUSIONS

L'étude a montré que l'utilisation d'un adhésif à base d'une résine epoxy permet de réaliser une action composée entre une structure en béton armé existante et un élément renforçant en acier.

Le comportement structurel de l'élément ainsi plaqué était amélioré et la résistance ajoutée par le renforcement était totalement exploitée. L'étreinte des plaques externes améliore également la contribution du béton tendu. Cette technique offre donc une excellente alternative d'association entre le béton et l'acier tant pour la technologie d'un nouveau "béton plaqué" que pour le confortement de structures existantes.

Le grand problème de concentration de contraintes rencontré dans les techniques traditionnelles est évité et la technique peut être industrialisée pour des consolidations à grande échelle dans des situations de dégâts en masse (séismes, guerres...).

REFERENCES

- 1 - A. CHARIF
"Structural behaviour of R.C. beams strengthened by epoxy bonded steel plates".
Ph. D. thesis, Sheffield University, 1983.
- 2 - H. LERCHENTAL
"Bonded sheet metal reinforcement for concrete slabs".
RILEM Symposium, Paris 1967, pp. 165-173.
- 3 - H. LERCHENTAL - I. ROSENTHAL
"Flexural behaviour of concrete slabs reinforced with steel sheet".
Mat. and Struct. n° 88, Jul/Aug. 1983, pp. 279-282.
- 4 - J. BRESSON
"Réalisation pratique d'un renforcement par collage d'armatures".
Annales de l'ITBTP, suppl. 278, Fév. 1971, pp. 50-52.
- 5 - K.D. RAITABY
"External strengthening of concrete bridges with bonded steel plates".
TRRL Suppl. Report 612, 1980.
- 6 - M. RYBACK
"Renforcement des ponts par collage de l'armature".
Mat. and Struct. n° 91, Jan/Feb. 1983, pp. 13-17.
- 7 - J. WARNER
"Epoxies - Miracle materials don't always give miracle results".
ASCE Civ. Eng. Feb. 1978, pp. 48-55.

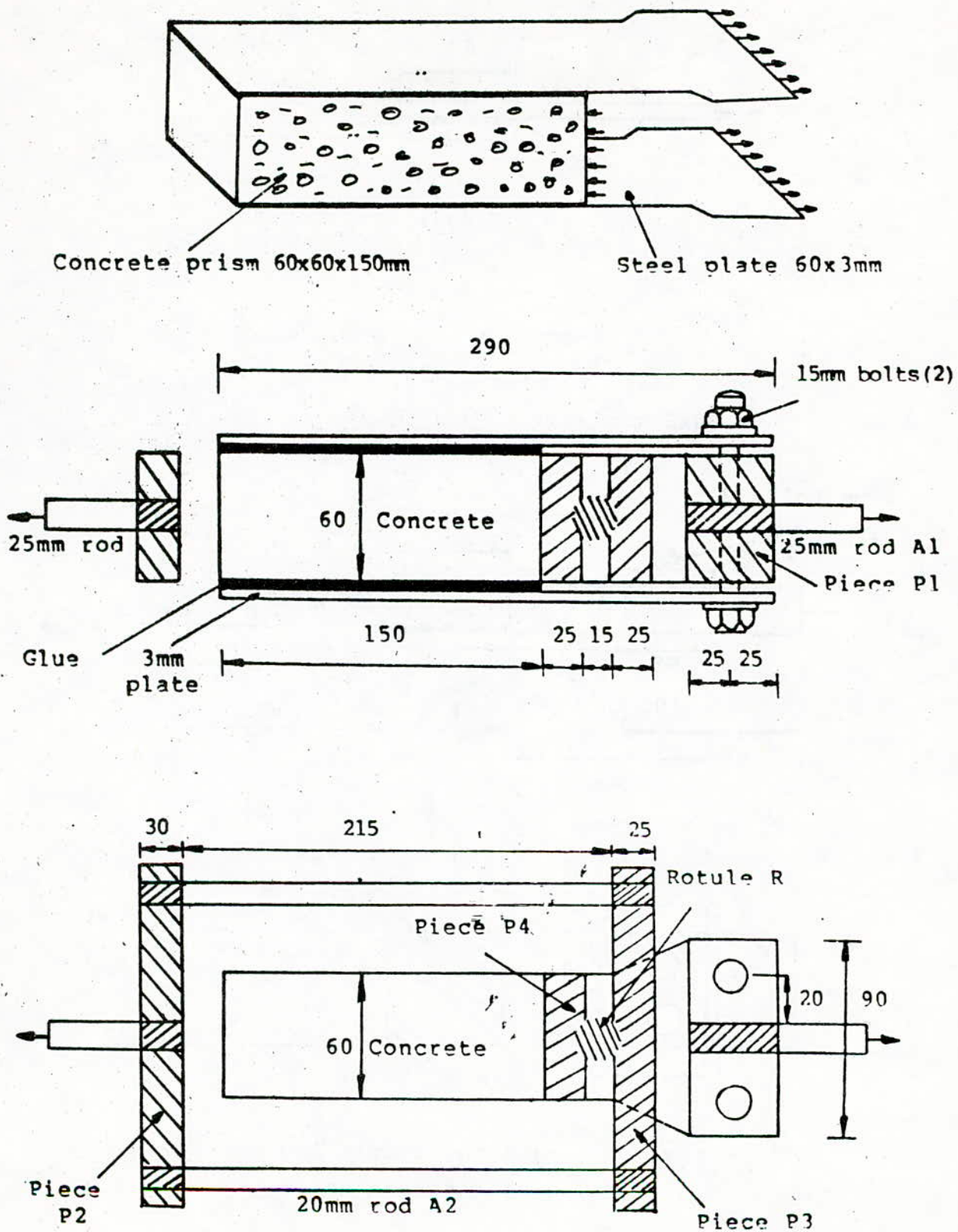


Fig.1 : Pull out test specimen.
(All distances in mm)

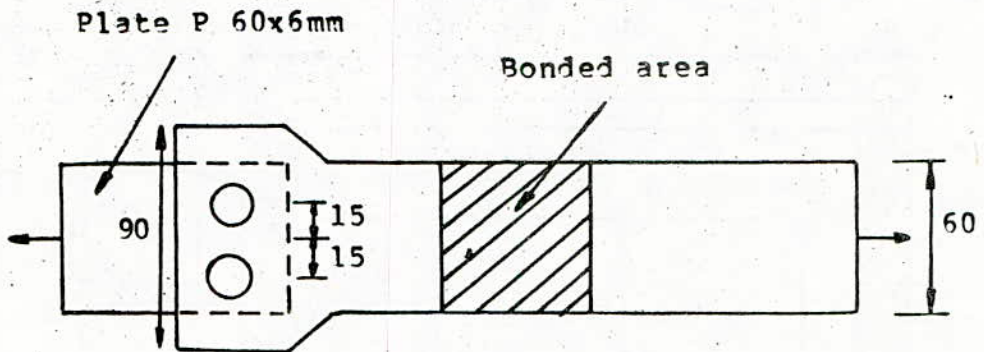
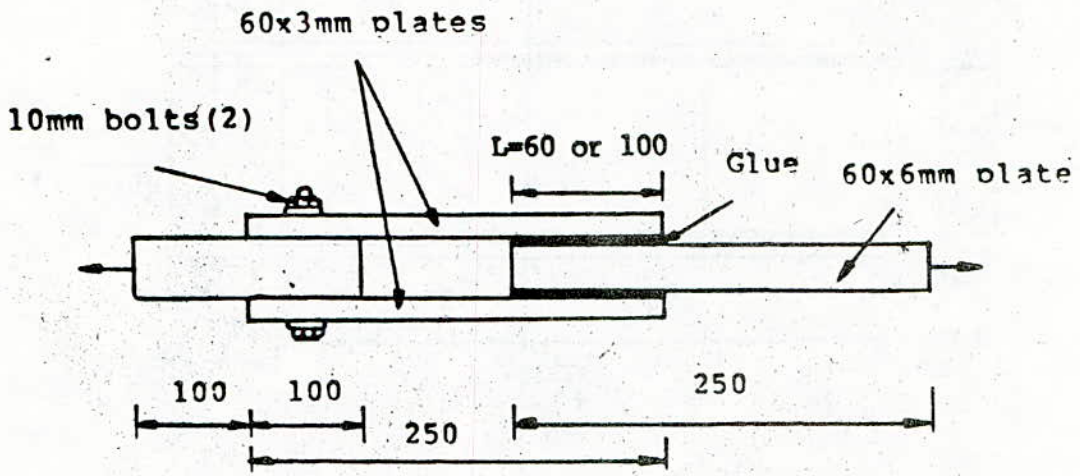
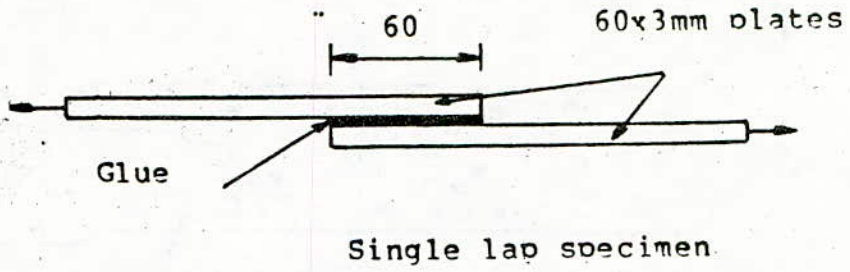
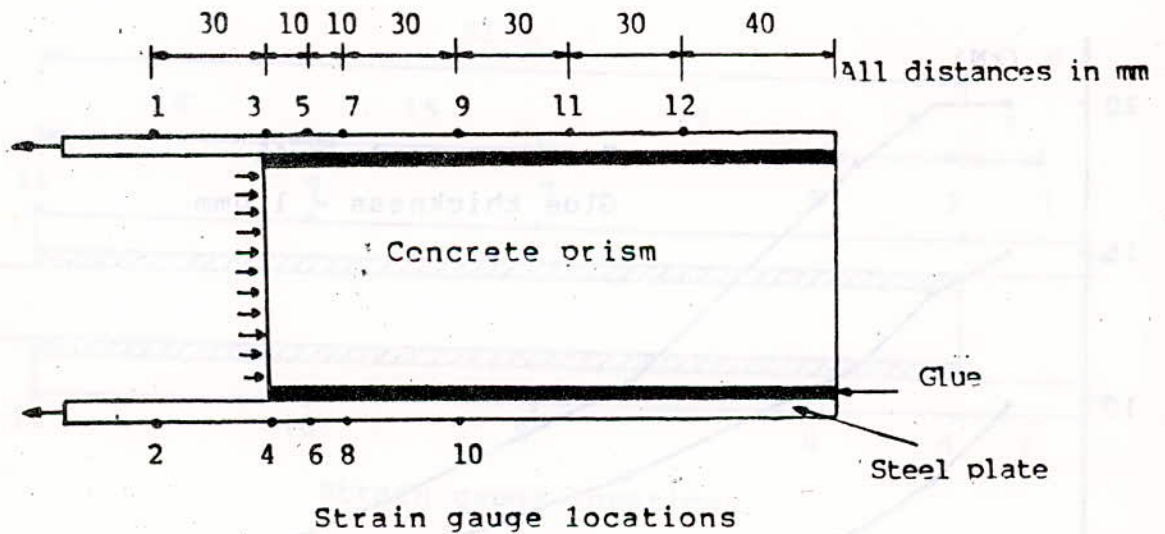
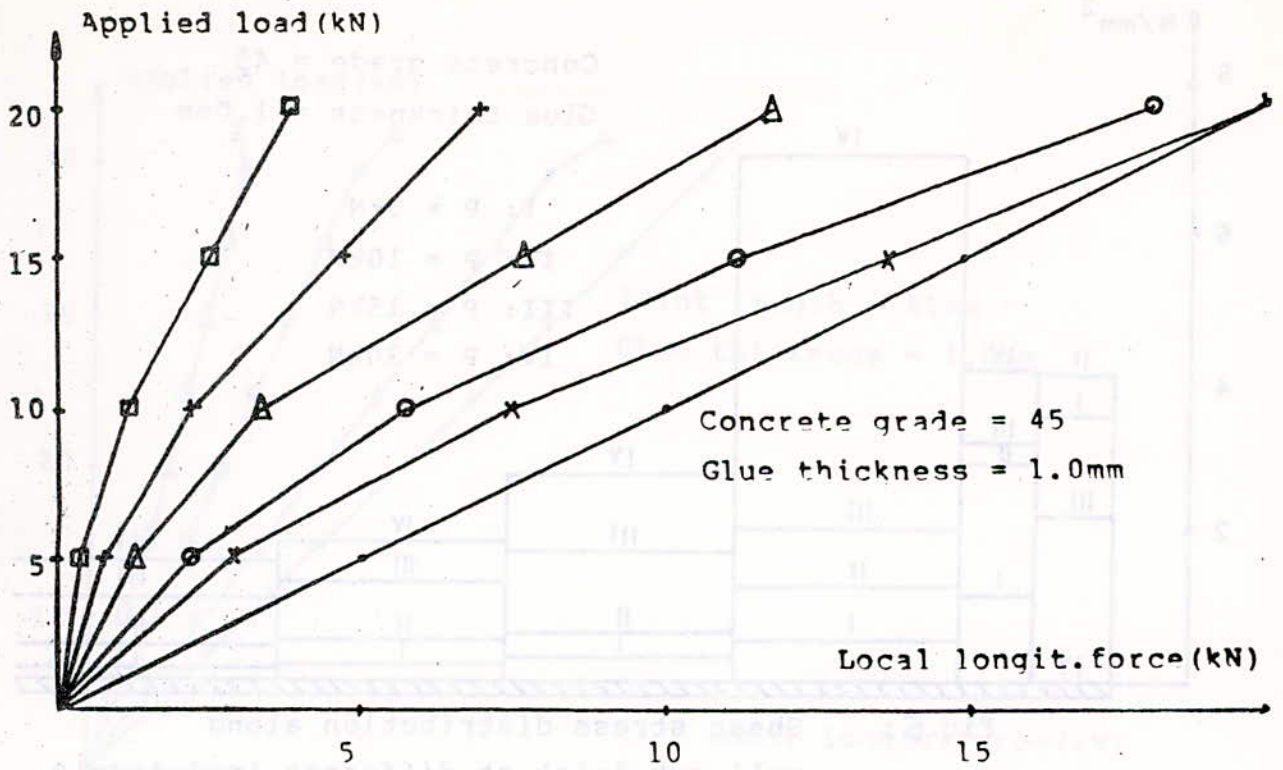


Fig. 2 Single and double lap specimens.
(All distances in mm)



- ∴ Average of strain gauges 1, 2, 3, 4
- x: Average of strain gauges 5, 6
- : Average of strain gauges 7, 8
- △: Average of strain gauges 9, 10
- +: Strain gauge 11
- ◻: Strain gauge 12

Fig. 3 : Local force distribution in the pull out specimen

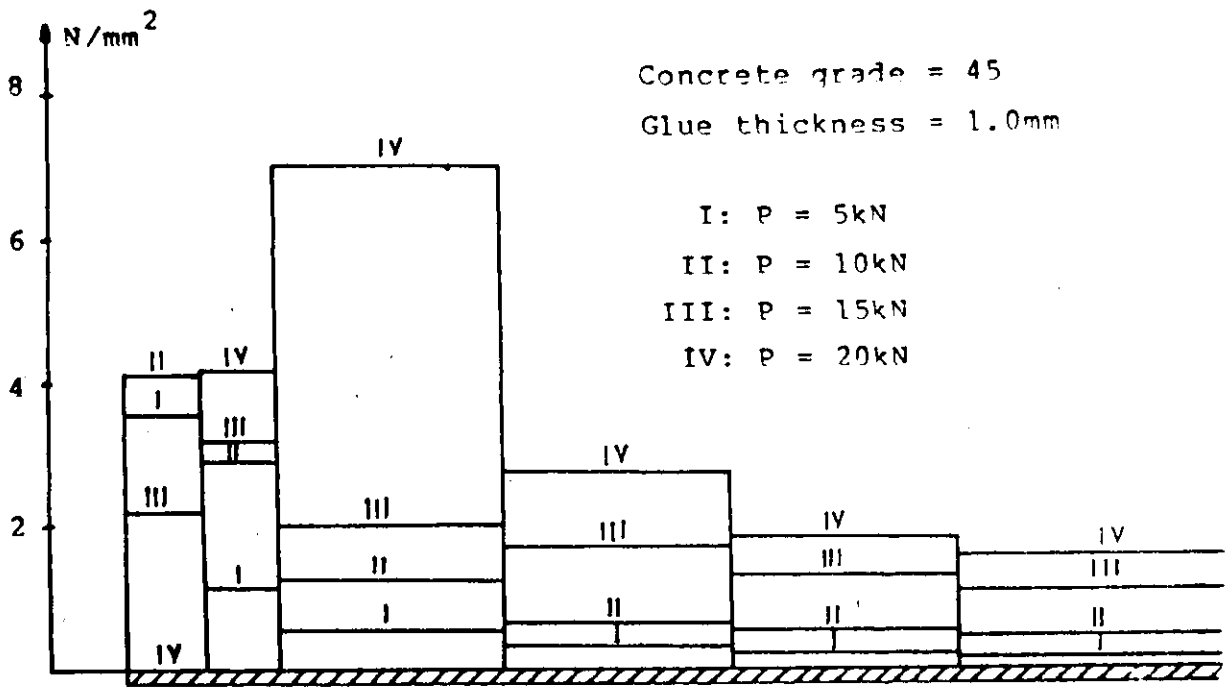


Fig.5: Shear stress distribution along pull out joint at different load levels

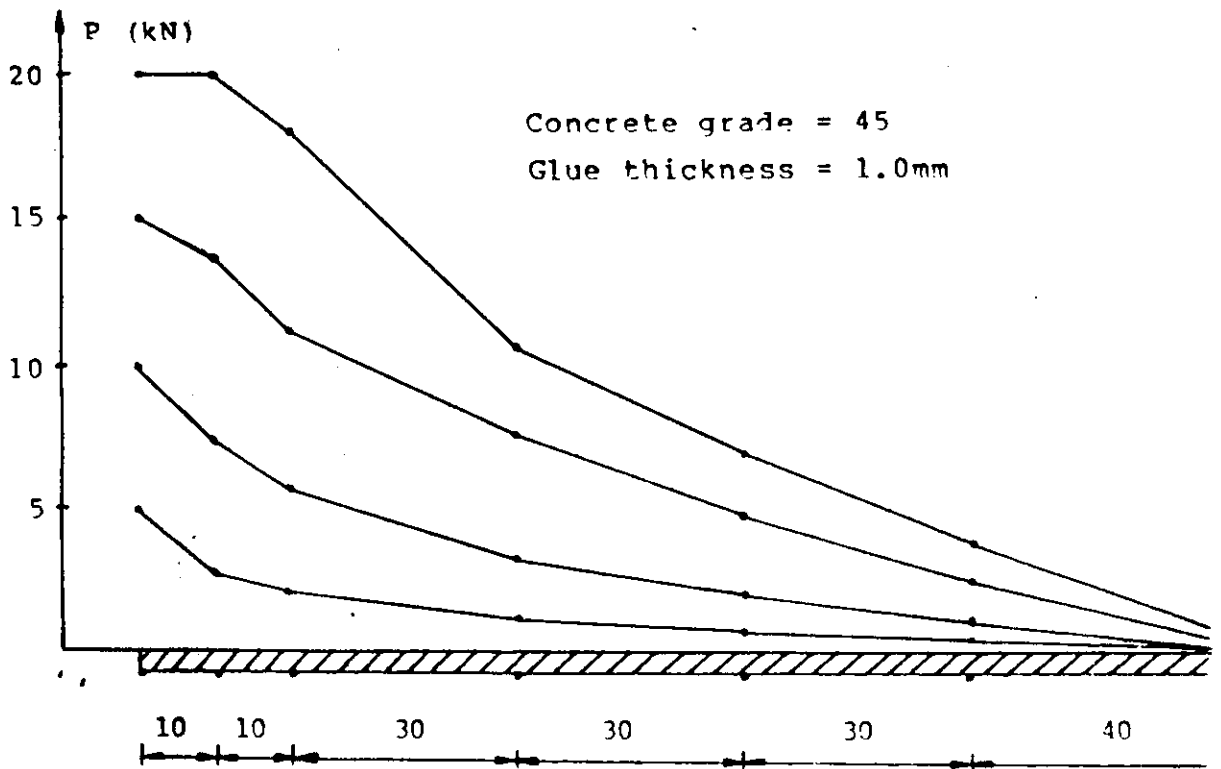
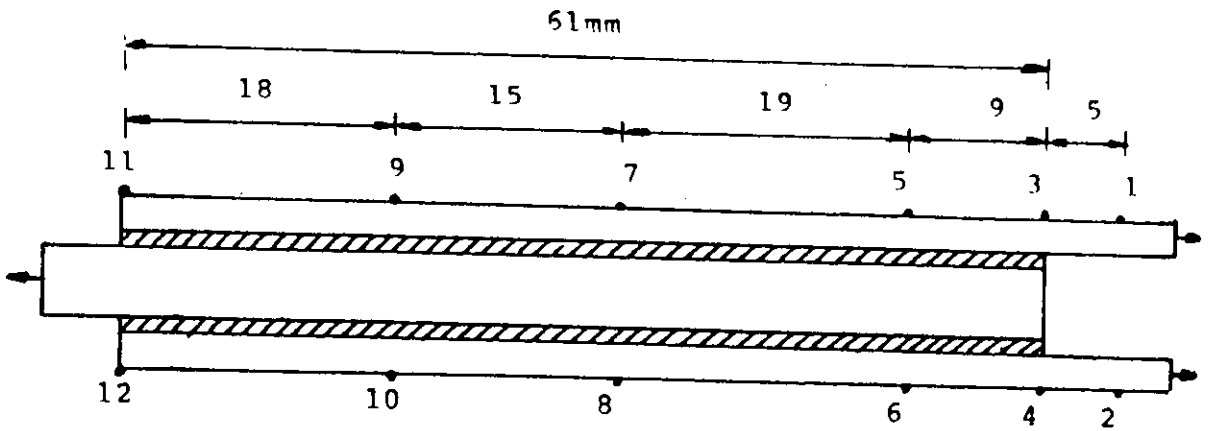
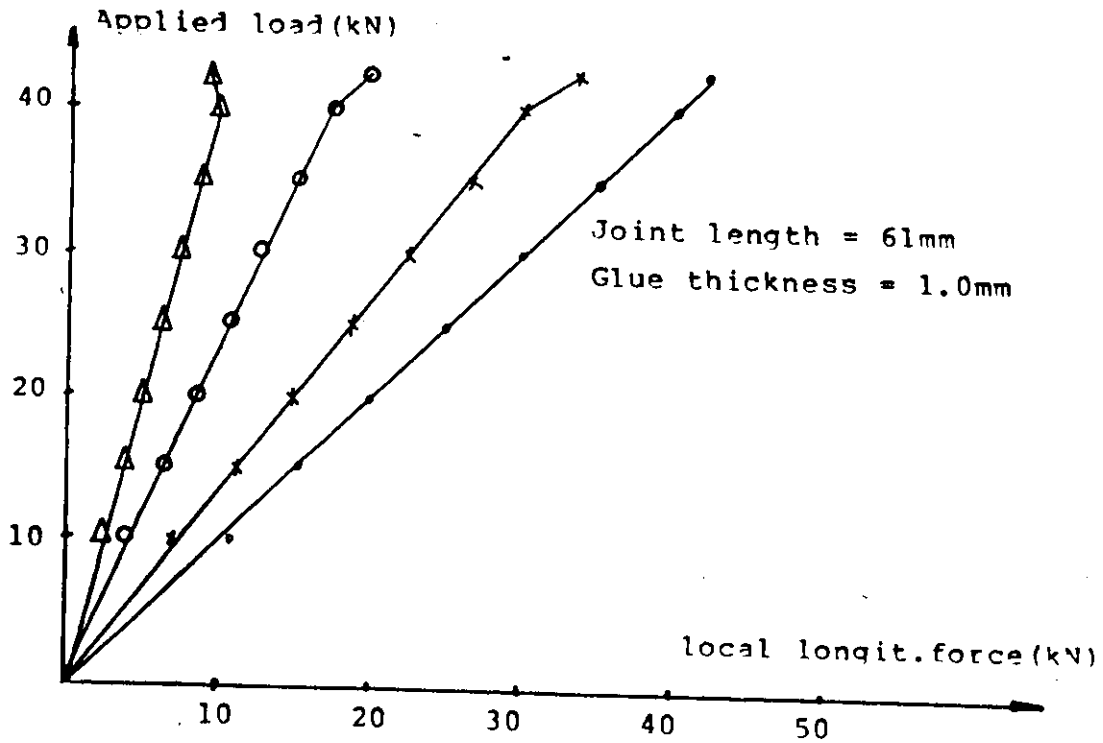


Fig.4: Force distribution along pull out joint at different load levels



Strain gauge locations

- : Average of strain gauges 1,2,3,4
- x: Average of strain gauges 5,6
- o: Average of strain gauges 7,8
- Δ: Average of strain gauges 9,10

Fig. 6: Local force distribution in the double lap joint.

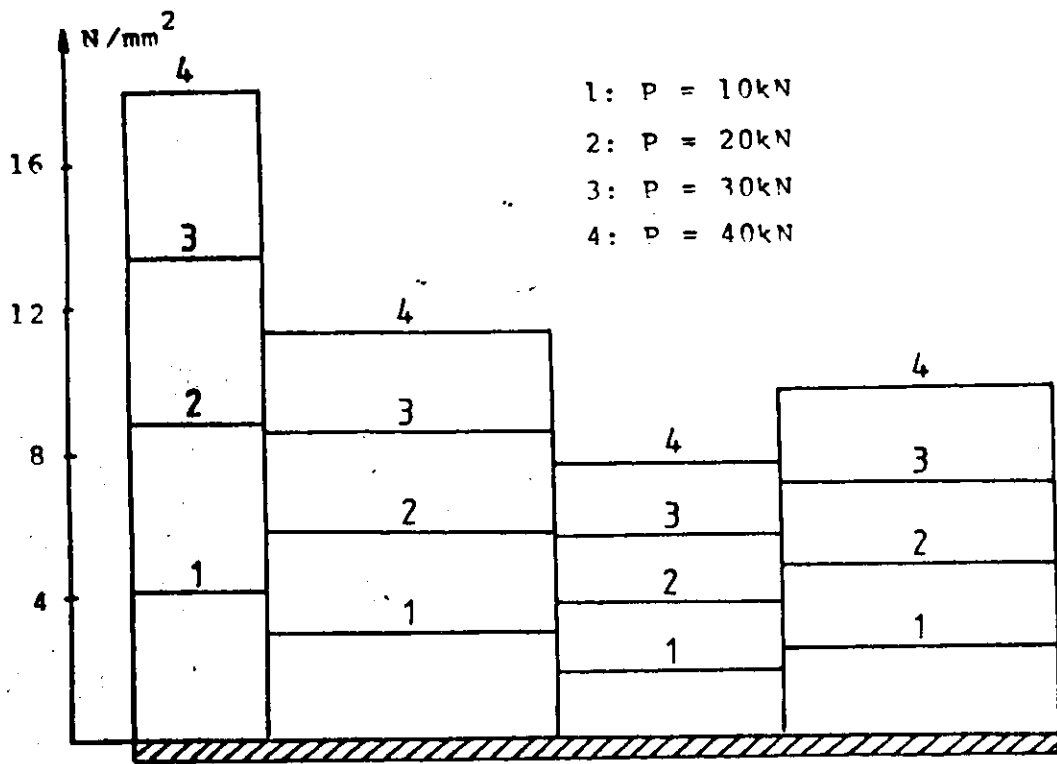


Fig. 6: Shear stress distribution along double lap joint at different load levels.

(Joint length = 61mm)
 (Glue thickness = 1.0mm)

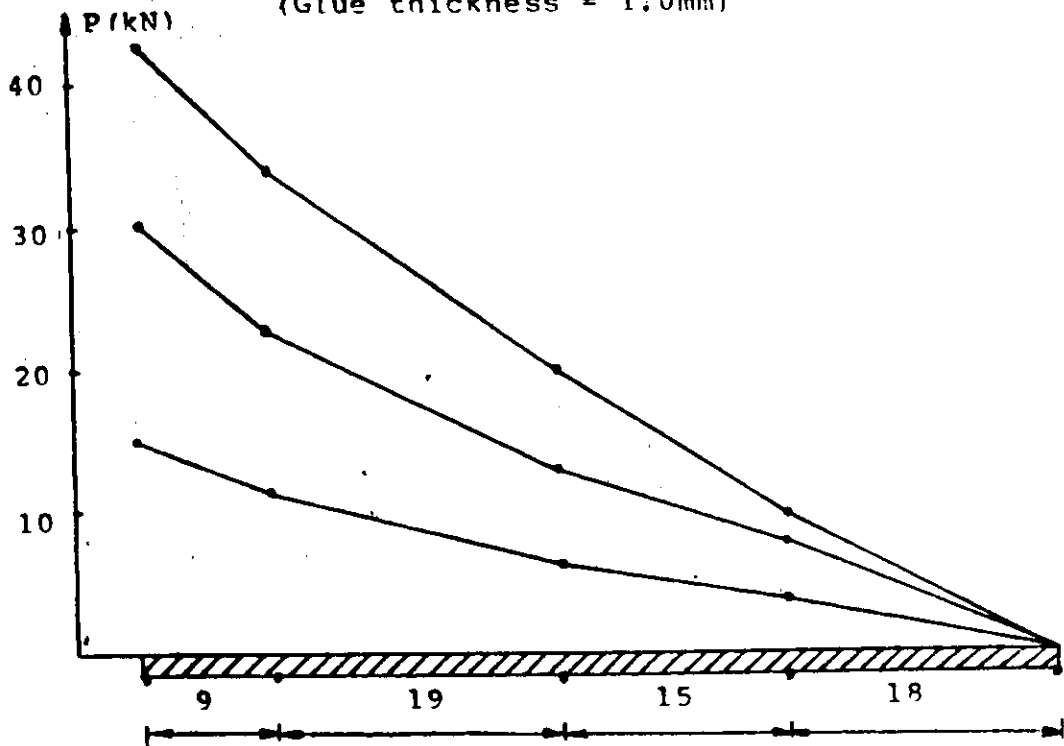


Fig. 7: Force distribution along double lap joint at different load levels (Joint length = 61mm)
 (Glue thickness = 1.0mm)

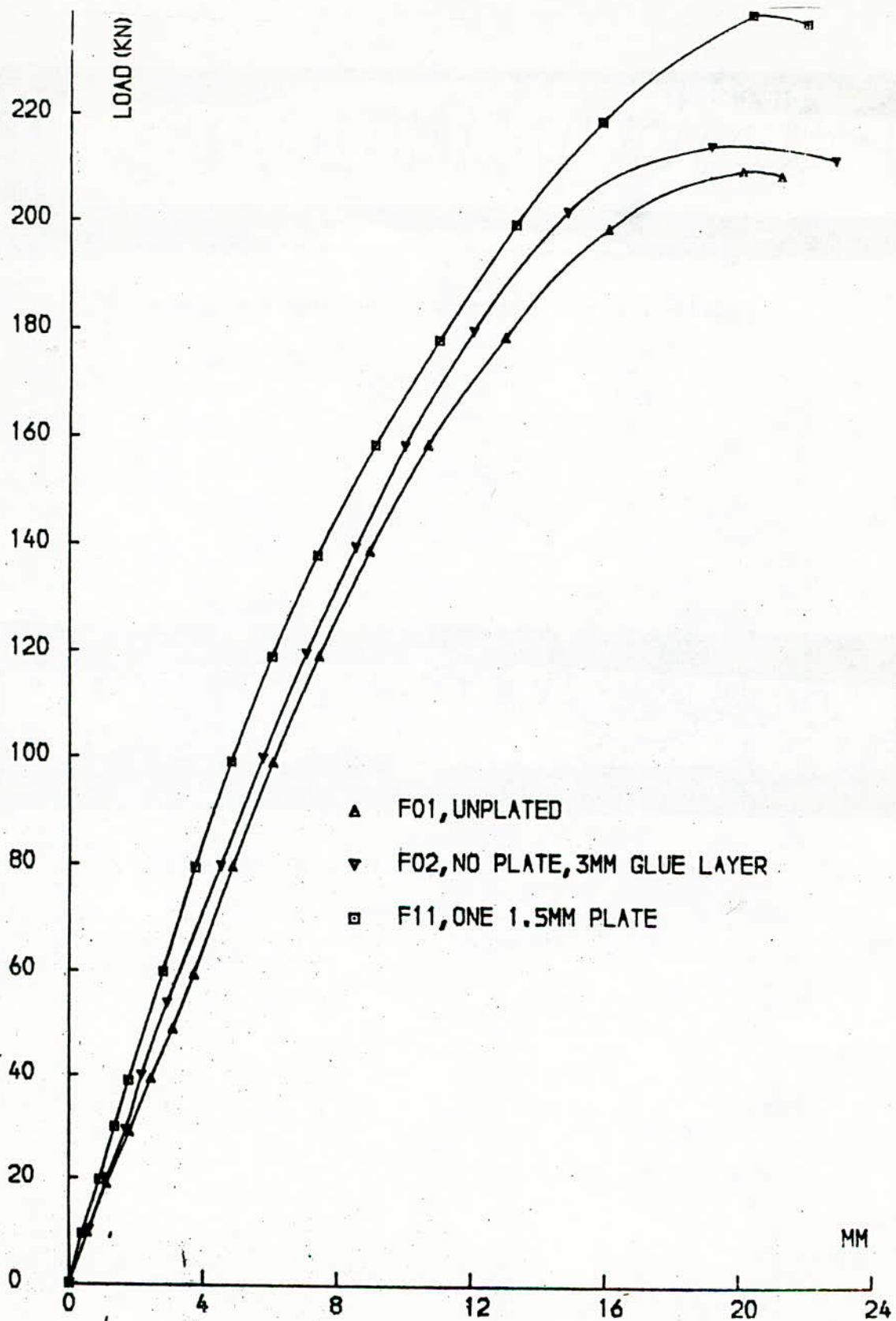


FIG. 89 .LOAD-DEFLECTION CURVES

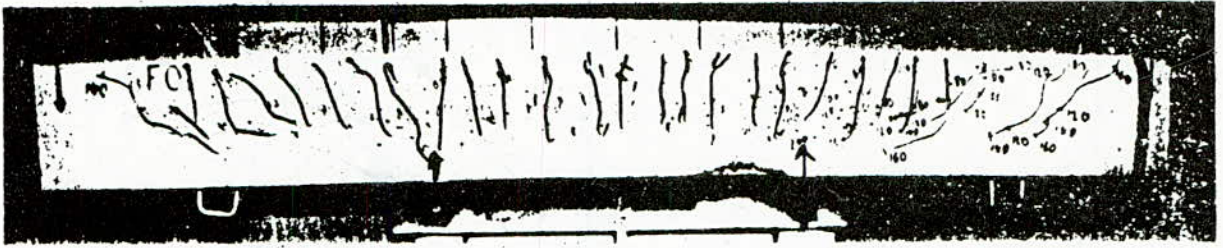


Fig. 10 : Crack pattern in an unplated beam



Fig. 11 Crack pattern in a plated beam

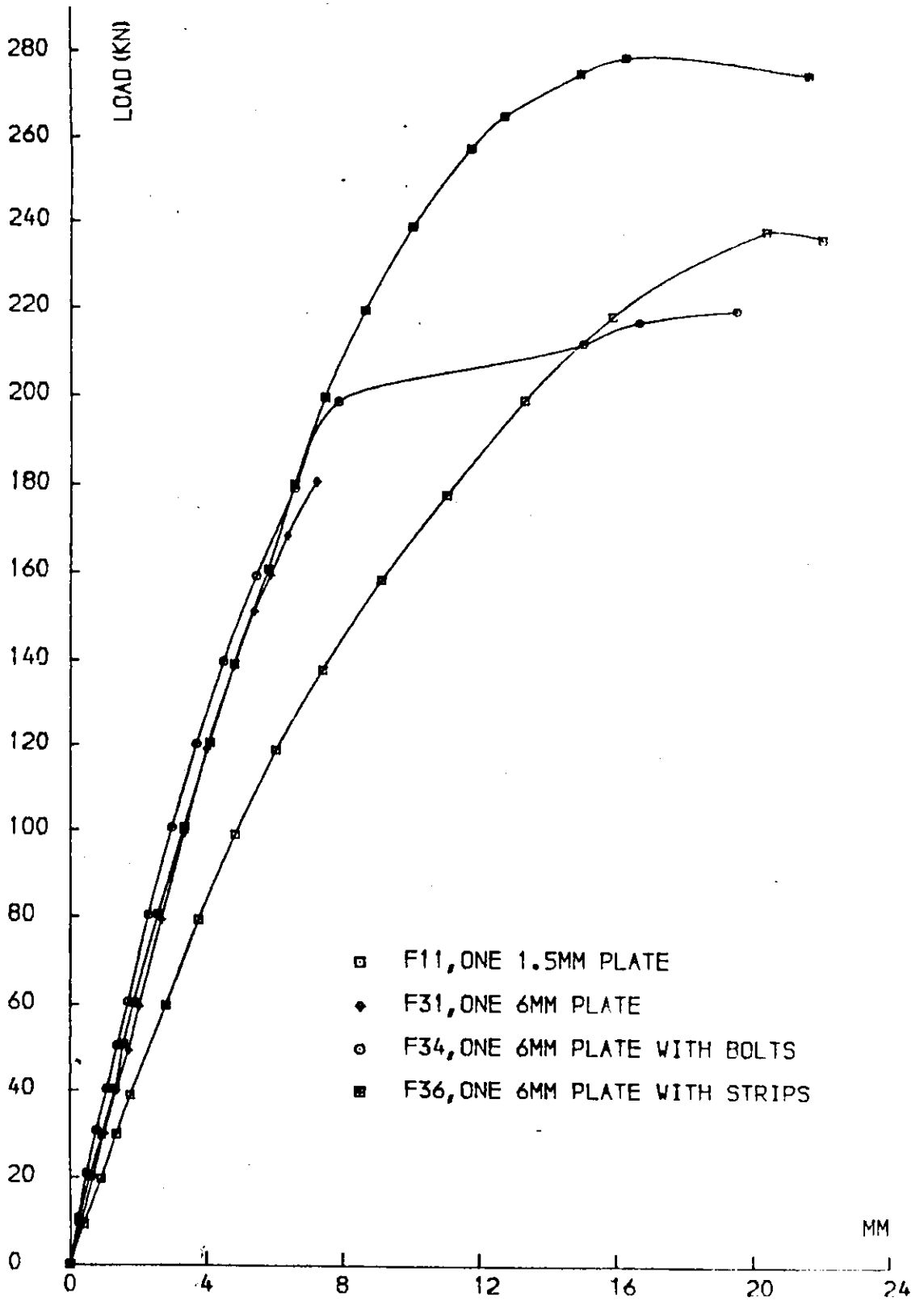


FIG. 12 , LOAD-DEFLECTION CURVES

BEAM F31, ONE 6MM PLATE

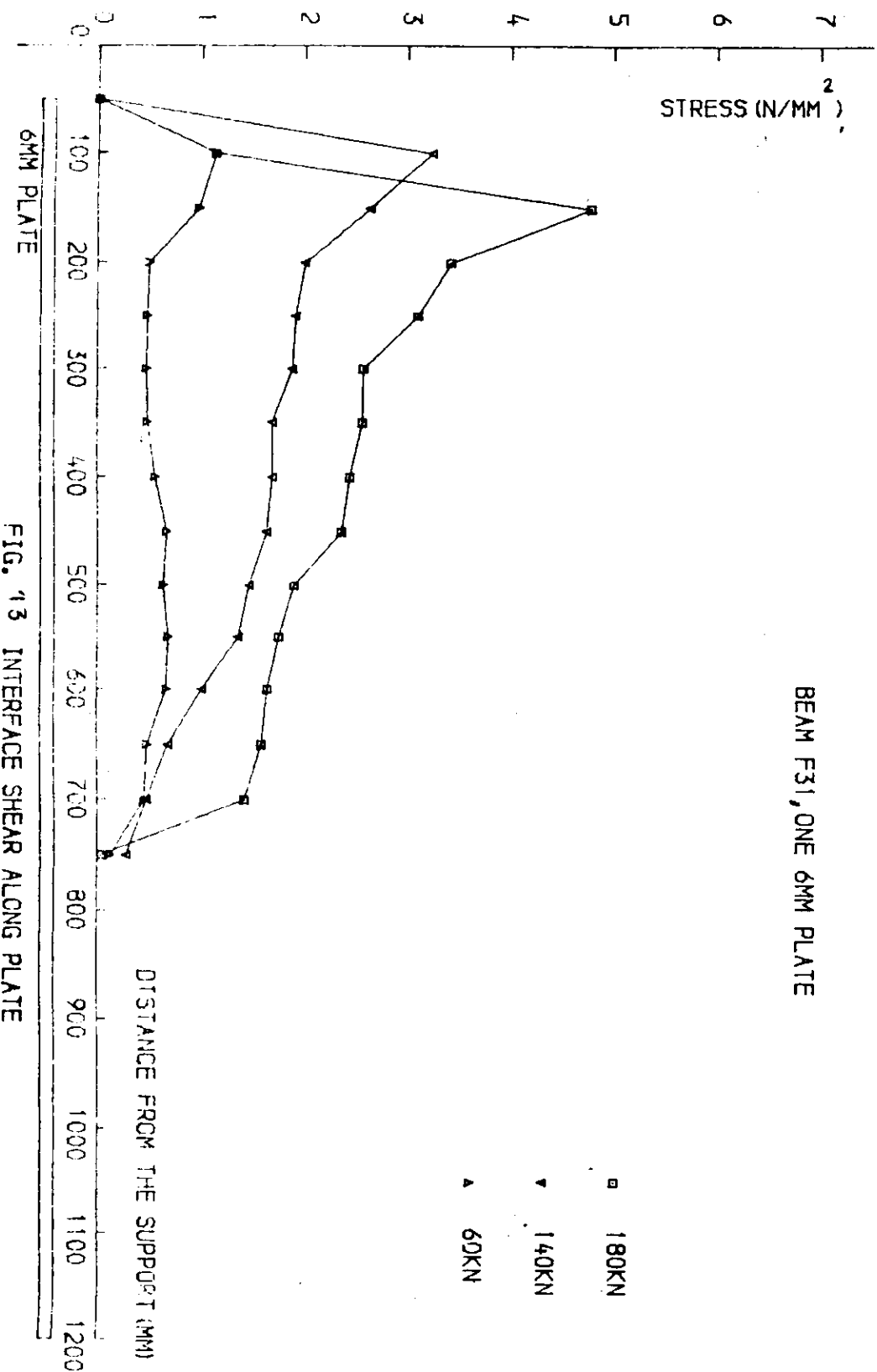


FIG. 13 INTERFACE SHEAR ALONG PLATE

CONTRIBUTION A LA RECUPERATION DES N-PARAFFINES
PAR LA METHODE DE L'UREE

M.K. BOUAMOUD, R. BELABBES ET S.E.CHITOUR

Laboratoire de Pétrochimie - Département de Génie Chimique

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE

10, Avenue Pasteur Hassen Badi, Alger.

المخلص : لقد امكن تحديد الشروط المثلي (المثالية) لاجراء عمليات استخلاص الالكوان (البرافينات) بواسطة مادة البولة التي تشكل مع البرافينات معقدات خاصة. في البداية جرى الاهتمام باستخلاص برافين واحد و في تلك الشروط المثلي التي ذكرناها ثم في مرحلة تالية جرى استخلاص مزيج من الكانين و في الاخير الاجزاء البرافينية الموجودة في زيت النفط, اعتمدت الطريقة السابقة على المبادئ القياسية التالية :

كتلة البولة المستخدمة, معرفة زمن الالتماس و حدوث التفاعل , درجة الحرارة ثم اختيار الوسيط الملائم ونسبة استخدامه .

Résumé :

Les conditions optima de récupération des normales paraffines par la méthode de complexation à l'urée ont été déterminées. L'étude a concerné dans un premier temps la récupération d'une paraffine simple avec les conditions optimisées, ensuite un mélange binaire et enfin la fraction pétrolière gas-oil.

Les principaux paramètres étudiés ont été la masse d'urée, le temps de contact, la température, le choix de l'activateur et sa proportion.

Abstract :

Optimal conditions concerning the recuperation of n-paraffines using urea process have been investigated.

The method was applied at first to the recuperation of a single paraffin then extended to that of a binary system and at the end to a multicomponent mixture of paraffins "Gas Oil".

We have studied the influence of such parameters as mass of urea used, temperature, contact time and mass of activator on the yield of the process.

Introduction

La synthèse d'agents tensio-actifs, agents mouillants et détergents biodé gradables nécessite des normales paraffines de C₁₀ à C₂₂ que l'on extrait des fractions pétrolières. Aussi, l'on se propose, dans ce travail de présenter les conditions optima de récupération des normales paraffines par la méthode de complexation à l'urée.

Après un rappel des propriétés physiques des fractions pétrolières, l'étude a concerné dans un premier temps la récupération d'une paraffine simple par l'urée avec les conditions optimisées ensuite un mélange binaire d'hydrocarbures paraffiniques et enfin une fraction pétrolière en l'occurrence la coupe Gas-Oil. Les principaux paramètres optimisés ont été la masse d'urée, la température, le temps de contact et enfin le choix de l'activateur et sa proportion.

Partie Théorique :

Une fraction pétrolière est un mélange de plusieurs centaines d'hydrocarbures, sa caractérisation n'est pas des plus aisée, aussi fait-on appel à certaines propriétés physiques afin d'en étudier le comportement.

Parmi ces dernières, on peut citer le point initial et le point final d'ébullition de la coupe pétrolière, sa densité, son indice de réfraction, son point d'aniline, sa viscosité et son point de congélation.

Dans cette étude, nous présentons ci-après les caractéristiques physiques mesurées pour une coupe Gas-Oil.

Point initial d'ébullition	P.I. = 152°C
Point final d'ébullition	P.F. = 320°C
Indice de réfraction	$n_{D,20} = 1,4670$
Densité	$d_{20}^4 = 0,839$
Point d'aniline	P.A. = 81°C

Partie Expérimentale :

Si le choix de la fraction pétrolière s'est porté sur une coupe Gas-Oil c'est en raison essentiellement de sa richesse en hydrocarbures paraffiniques.

En effet, l'utilisation de la méthode empirique dite n,d,P.A. nous a permis d'évaluer la composition centésimale de cette fraction. Les pourcentages obtenus en différentes familles d'hydrocarbures sont les suivants :

Hydrocarbures paraffiniques : $\%.P = 68 \%$

Hydrocarbures naphthéniques : $\%.N = 21,7\%$

Hydrocarbures aromatiques : $\%.A = 10,3\%$

La méthode d'extraction des normales paraffines de la coupe Gas-Oil que nous préconisons dans cette étude est la méthode de complexation à l'urée (procédé Nurex).

Les essais ont tout d'abord porté sur le normal-octadécane (n-C₁₈) puis le mélange binaire normal-hexadécane , normal-octadécane" (n-C₁₆, n-C₁₈) et enfin la coupe Gas-Oil.

Afin de déterminer les conditions opératoires optimales pour une récupération la plus grande possible de normales paraffines, nous avons étudié l'influence des paramètres suivants : masse d'urée, température, temps de contact et enfin nature de l'activateur et sa proportion dans le mélange initial.

Complexation du normal-octadécane n-C₁₈

Le mode opératoire de formation du complexe est le suivant : dans un ballon réactionnel, à une masse d'urée solide, finement divisée (10g) sont ajoutés successivement 5g de n-C₁₈, 30ml de benzène utilisé comme solvant et enfin 10ml d'éthanol jouant le rôle d'activateur. Ce mélange est agité à vitesse constante fixée à 650 tr/mn.

L'analyse du n-C₁₈ récupéré après destruction du complexe à l'eau chaude (80°C-90°C) a été effectuée sur un chromatographe en phase gazeuse de type I.G.C. 120 D.F.L. de Shimadzu (Japon) les conditions opératoires sont les suivantes : gaz vecteur N₂ (U) ; débit 30ml. mn⁻¹ ; détecteur F.I.D. ; colonne en acier inoxydable L = 1,50 m ; D.l. = 1/8" ; phase stationnaire : 2,5% S.E. 30 sur chromosorb, AW, DMCS 80/100 mesh ; température

de colonne 200°C ; quantité injectée : 0,2 μ l de n-C₁₈ (Fluka, A.G.).

Dans le tableau (1), nous avons porté les pourcentages massiques de n-C₁₈ récupéré en faisant varier la température et le temps de contact du mélange réactionnel en maintenant les autres paramètres constants.

Tableau 1 : Pourcentage de n-C₁₈ récupéré en fonction de la température de réaction T(°C) et du temps de contact t(mn)

T(°C) \ t(mn)	1	2	3	5	10	15	20	30	60	90
70	-	-	-	-	17,6	-	30,6	49,4	60,8	31,8
80	-	-	-	15,1	68	71	86	82,5	-	-
90	-	-	11,7	27	84,7	27	-	-	-	-
100	12,5	24,5	-	82,7	18	-	-	-	-	-

De ce tableau, nous avons déduit les valeurs optimales de température et de temps que nous présentons dans le tableau 2 ci-dessous.

Tableau 2 : Paramètres optima de température et de temps de contact.

% massique optimum de n - C ₁₈	82,7	84,7	86	60,8
Température réactionnelle T (°C)	100	90	80	70
Temps de contact t(mn)	5	10	20	60

Nous avons également représenté sur la figure (1) l'abaque permettant d'obtenir les paramètres optima de température et de temps de contact pour un pourcentage massique de n-C18 récupéré désiré.

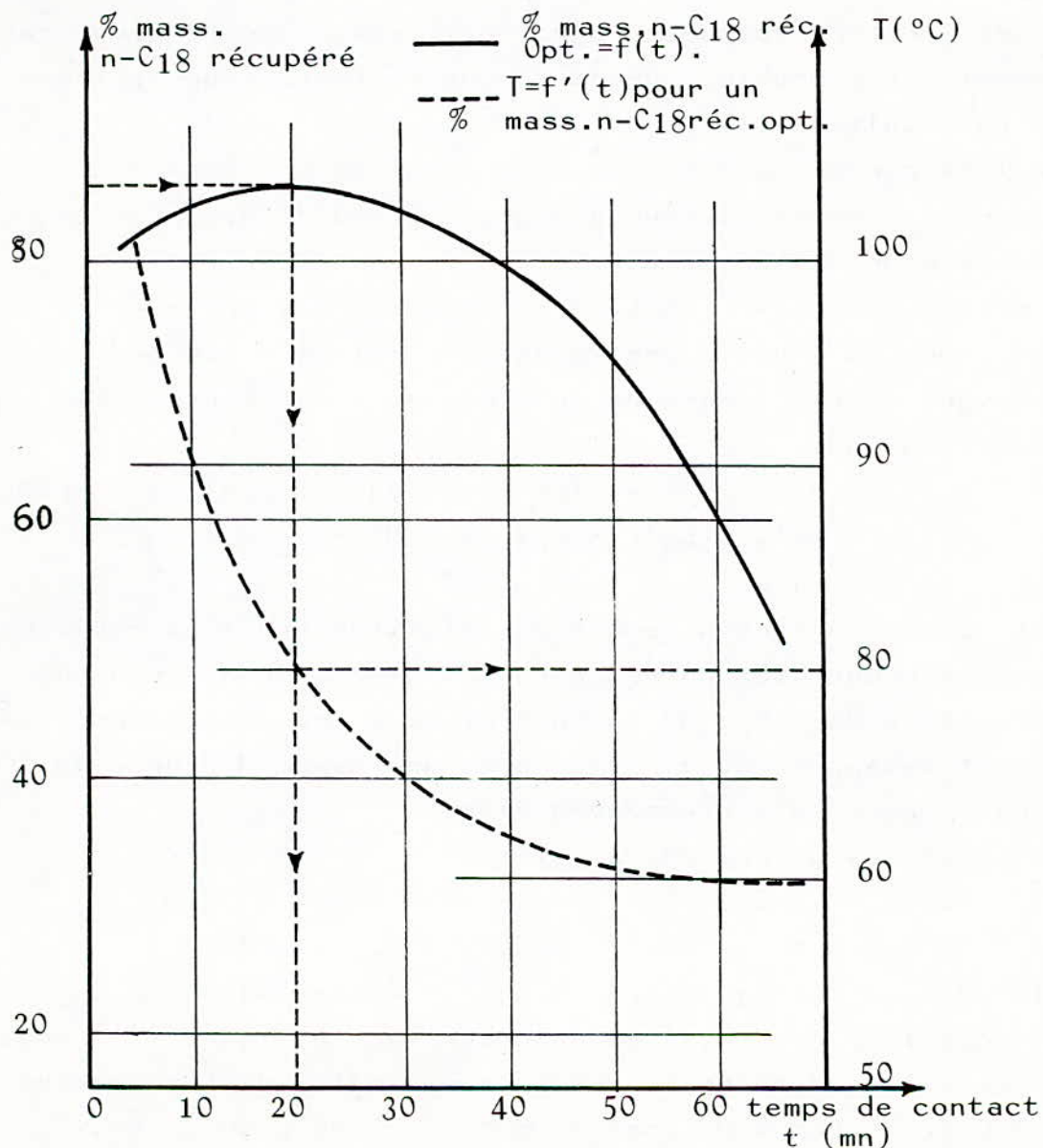


FIGURE 1 : Variation des paramètres optima de température ($T^{\circ}\text{C}$) et de temps de contact (t mn) pour un % massique de n-C18 récupéré.

Nous remarquons que les meilleures conditions de clathration du n-C₁₈ sont réalisées pour une température de 80°C et un temps de contact de 20 minutes.

Par ailleurs, pour un taux de récupération donné, deux possibilités s'offrent à nous. En effet, pour un taux de récupération de 84%, nous pouvons choisir soit un temps de contact de 10 minutes et une température de 90°C, soit un temps de 30 minutes et une température de 75°C.

Il est à noter cependant, que l'utilisation de températures élevées est à prohiber en raison de la forte évaporation qui en résulterait.

L'allure parabolique des courbes obtenues à l'aide des valeurs du tableau 1 nous a suggéré d'étayer nos résultats par une étude mathématique.

En effet, en tenant compte de l'ensemble des paramètres, nous avons pu établir une équation complète du second degré dérivant d'une régression multiple et s'écrivant de la manière suivante :

$$\begin{aligned} \% \text{ n-C}_{18} \text{ réc.} = & a_0 + a_1 + a_2 T + a_3 V + a_4 t + b_1 MT + b_2 MV + b_3 Mt \\ & + b_4 TV + b_5 Tt + b_6 Vt + c_1 M^2 + c_2 T^2 + c_3 V^2 \\ & + c_4 t^2. \end{aligned}$$

Cette dernière nous a permis d'explicitier trois autres équations mathématiques du rendement de n-octadécane récupéré en fonction du temps de contact et ce à trois températures respectivement 70, 80 et 90°C, avec une masse M d'urée de 30g et un volume V d'activateur de 10ml.

Les équations s'écrivent ainsi :

$$\text{à } T = 70^\circ\text{C} ; \% \text{ n-C}_{18} \text{ réc.} = -0,03 t^2 + 3,3 t - 22,8$$

$$\text{à } T = 80^\circ\text{C} ; \% \text{ n-C}_{18} \text{ réc.} = -0,2 t^2 + 9,7 t - 28,6$$

$$\text{à } T = 90^\circ\text{C} ; \% \text{ n-C}_{18} \text{ réc.} = -2,3 t^2 + 46t - 145.$$

Ces équations une fois représentées sur la figure (1') nous ont permis de déduire les valeurs maximales de températures $T=80^\circ\text{C}$ et de temps de contact $t = 24,25$ mn pour un taux maximum de récupération de n-octadécane égal à 89%.

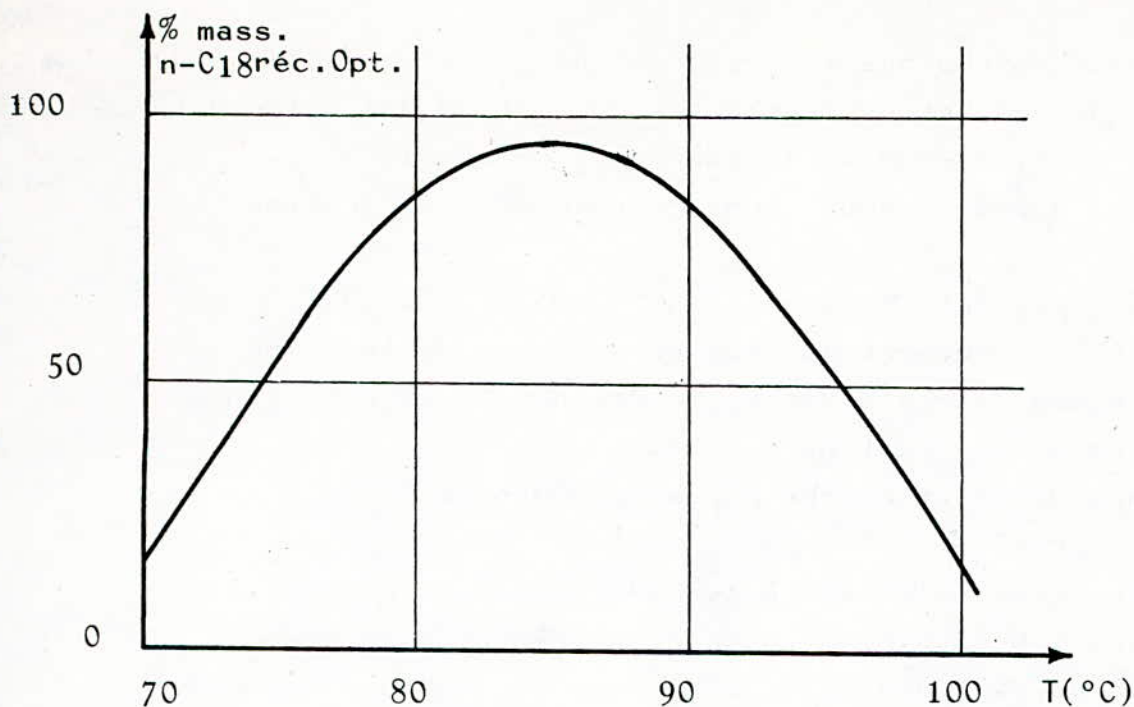


FIGURE 1'' : Représentation graphique de l'équation du rendement maximum de n-C18 récupéré en fonction de la température T°C pour un temps de contact de 10 minutes.

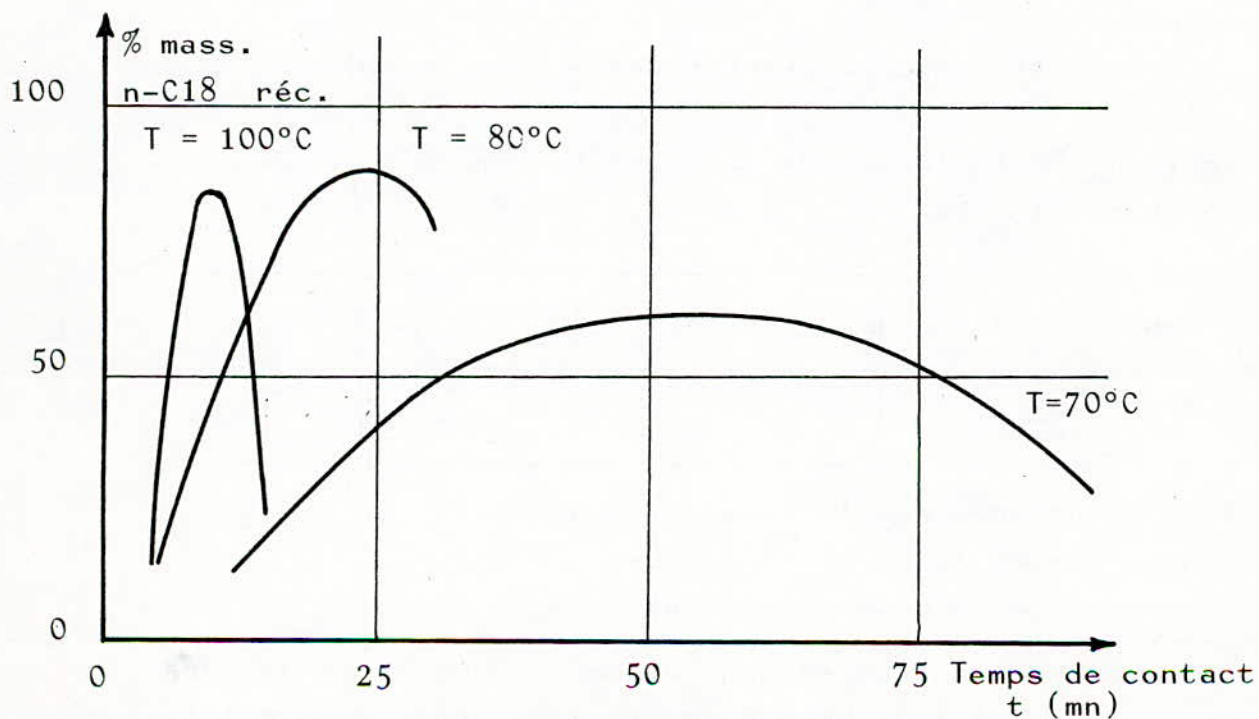


FIGURE 1' : Représentation graphique des équations donnant le pourcentage massique de n-C₁₈ récupéré en fonction du temps de contact t (mn) à trois températures.

Ainsi, nous retrouvons la vraie valeur de récupération pour un temps de contact de 10 minutes qui est de 48% différente de celle mentionnée dans le tableau 1, à savoir 68%.

De la même manière, nous avons pu retrouver l'équation suivante :

$$\% \text{ n-C}_{18} \text{ réc.opt.} = -0,335 T^2 + 56,95T - 2327,3.$$

exprimant le rendement maximum en fonction de la température pour un temps de contact fixé à 10 minutes, et représentée graphiquement sur la figure (1").

Le maximum de cette courbe a pour coordonnées $T=85^{\circ}\text{C}$ et $\% \text{ n-C}_{18} \text{ réc. Opt.}=93\%$.

Les expériences relatives à ces extrémums ont été refaites dans notre laboratoire et nous avons récupéré la normale paraffine n-C₁₈ à des taux voisins de ceux obtenus graphiquement et analytiquement.

Nous avons également étudié l'influence de la quantité d'urée. Pour cela, nous avons choisi les conditions optima expérimentales de température et de temps de contact, soit 80°C et 20 minutes.

Les résultats observés sont résumés dans le tableau suivant (3).

Tableau 3 : Influence de la quantité d'urée en maintenant constants T à 80°C et t à 20 mn.

masse d'urée (g)	10	15	20	30
% massique de n-C ₁₈ réc.	86	91,3	93	97,6

Nous remarquons que le taux de récupération de n-C₁₈ augmente avec la quantité d'urée.

Complexation du mélange binaire n-C₁₆ - n-C₁₈

La complexation d'un mélange de deux normales paraffines simples en l'occurrence le n-hexadécane et le n-octadécane préalablement étudiées séparément nous a permis d'évaluer la compétition possible de chacune d'entre elles.

Dans un ballon réactionnel, à une masse de 10 grammes, 30 ml de benzène et 10 ml d'éthanol est ajouté dans un premier cas, 5 g de mélange binaire n-C₁₆ et n-C₁₈ et dans un second cas 4 g. La vitesse d'agitation durant l'expérience est maintenue constante et égale à 650 tr.mn⁻¹. La charge paraffinique (n-C₁₆ + n-C₁₈) a été préparée dans les rapports massiques suivants :

$\frac{n-C_{16}}{n-C_{16} + n-C_{18}}$ respectivement égaux à 0,8 ; 0,5 et 0,2.

L'analyse de la phase paraffinique obtenue après destruction du gâteau à l'eau chaude (80°C - 90°C) a été effectuée par mesure des indices de réfraction.

Au préalable, une courbe d'étalonnage donnant l'indice de réfraction "n" à 40°C en fonction du pourcentage massique en n-C₁₆ dans le mélange, a été établie (figure 2).

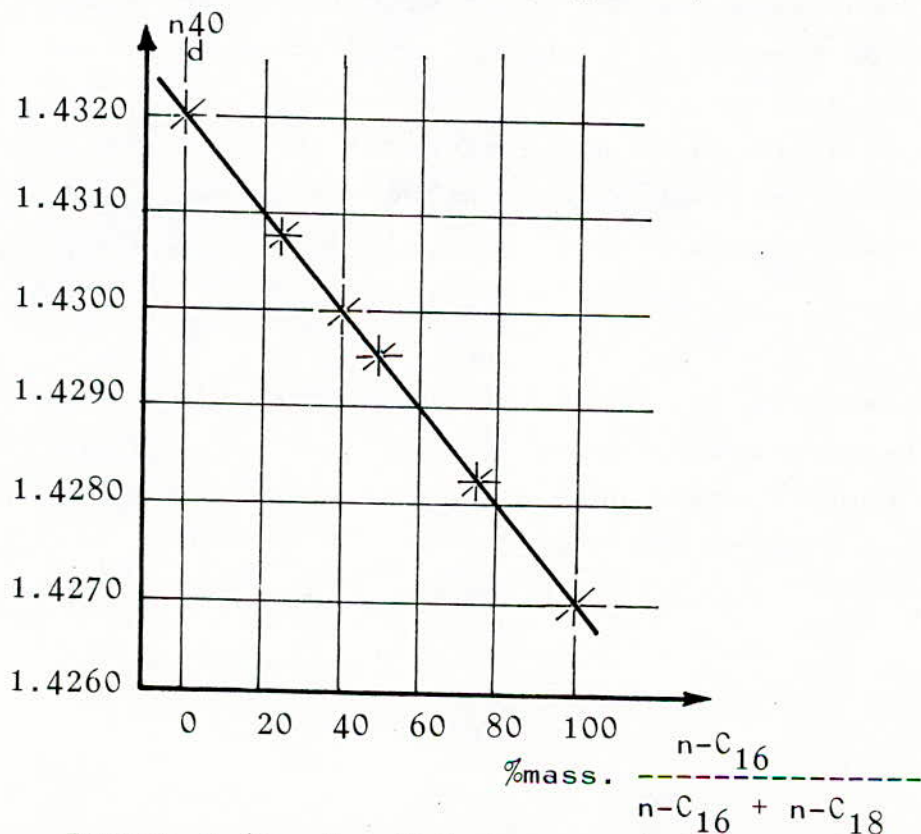


FIGURE 2 / Courbe d'étalonnage indice de réfraction n_d^{40} en fonction du pourcentage massique de n-C₁₆ dans le mélange n-C₁₆ + n-C₁₈

Pour chaque type de mélange paraffinique, nous avons étudié l'influence de temps de contact t et de la température de complexation T .

Nous avons pu constater que le rapport massique du mélange de n -paraffines récupéré augmentait avec le temps de contact. Ainsi, nous remarquons qu'un temps de contact court favorise la formation du complexe n -C₁₈-urée, et inversement un temps assez long déplace l'équilibre en favorisant la formation du complexe n -C₁₆ - urée.

Nous voyons bien que la facilité de formation du complexe n -paraffine - urée croît avec l'augmentation de la longueur de la chaîne.

Le taux de récupération maximum de n -C₁₈ est obtenu pour un temps de 20 minutes alors que celui du n -C₁₆ est de 40 minutes.

Nous noterons que ces temps sont identiques à ceux trouvés lors de l'étude de complexation de chacune de ces normales paraffines seules.

Par ailleurs, nous avons étudié l'influence de la température de complexation pour ce mélange binaire, et ce pour les rapports massiques $\frac{n-C_{16}}{n-C_{16} + n-C_{18}} = 0,8 ; 0,5 \text{ et } 0,2$.

L'examen des résultats obtenus montre qu'une élévation de la température favorise la complexation du n -C₁₈ lorsque les rapports massiques sont supérieurs à 0,5 et ce, quels que soient les temps de contact (figures 3 et 4).

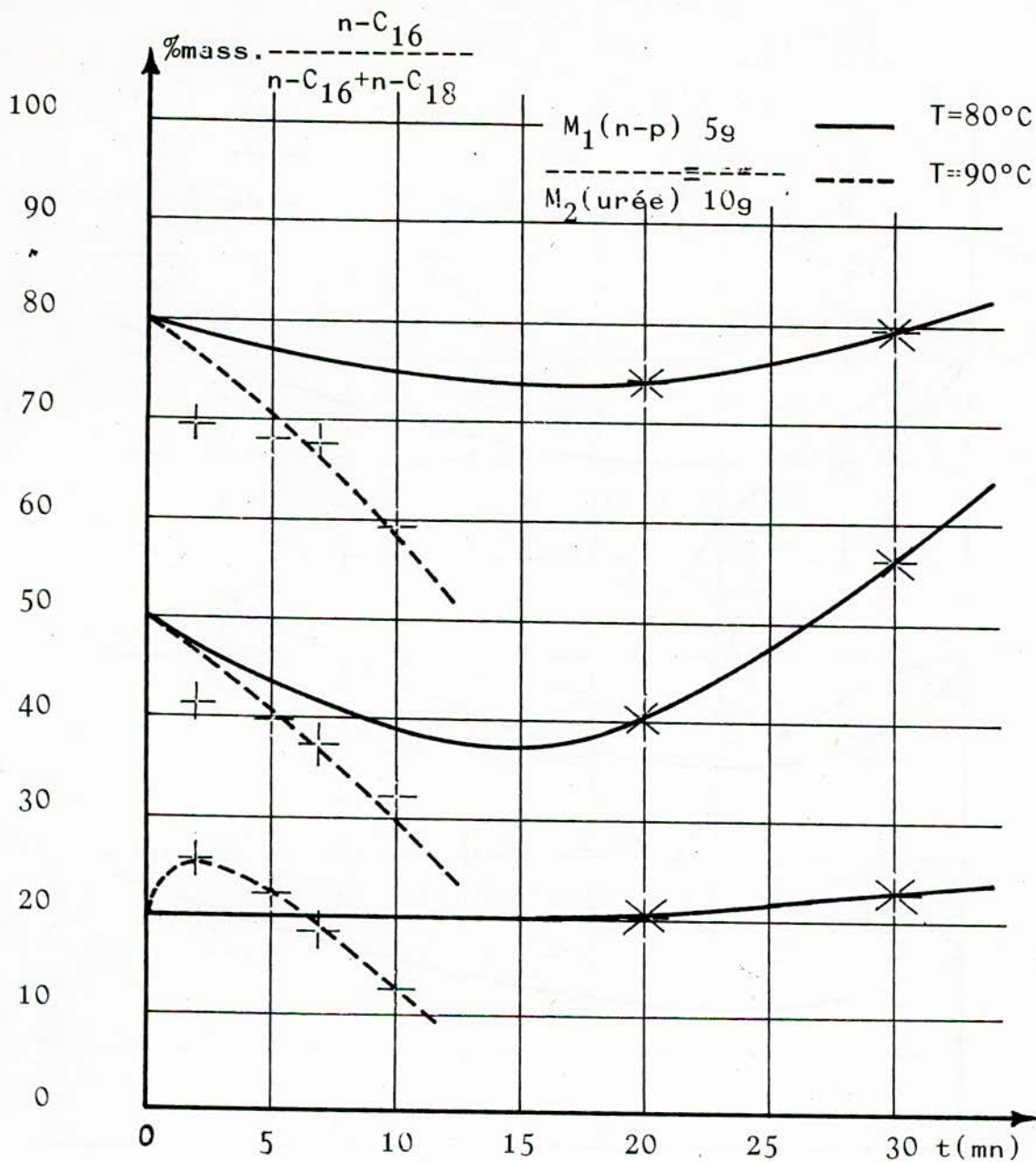


FIGURE 3 : Variation du pourcentage massique de $n\text{-C}_{16}$ dans les différents mélanges $n\text{-C}_{16} + n\text{-C}_{18}$ en fonction du temps de contact t (mn) à deux températures et pour un rapport normales-paraffines - urée de 0,5

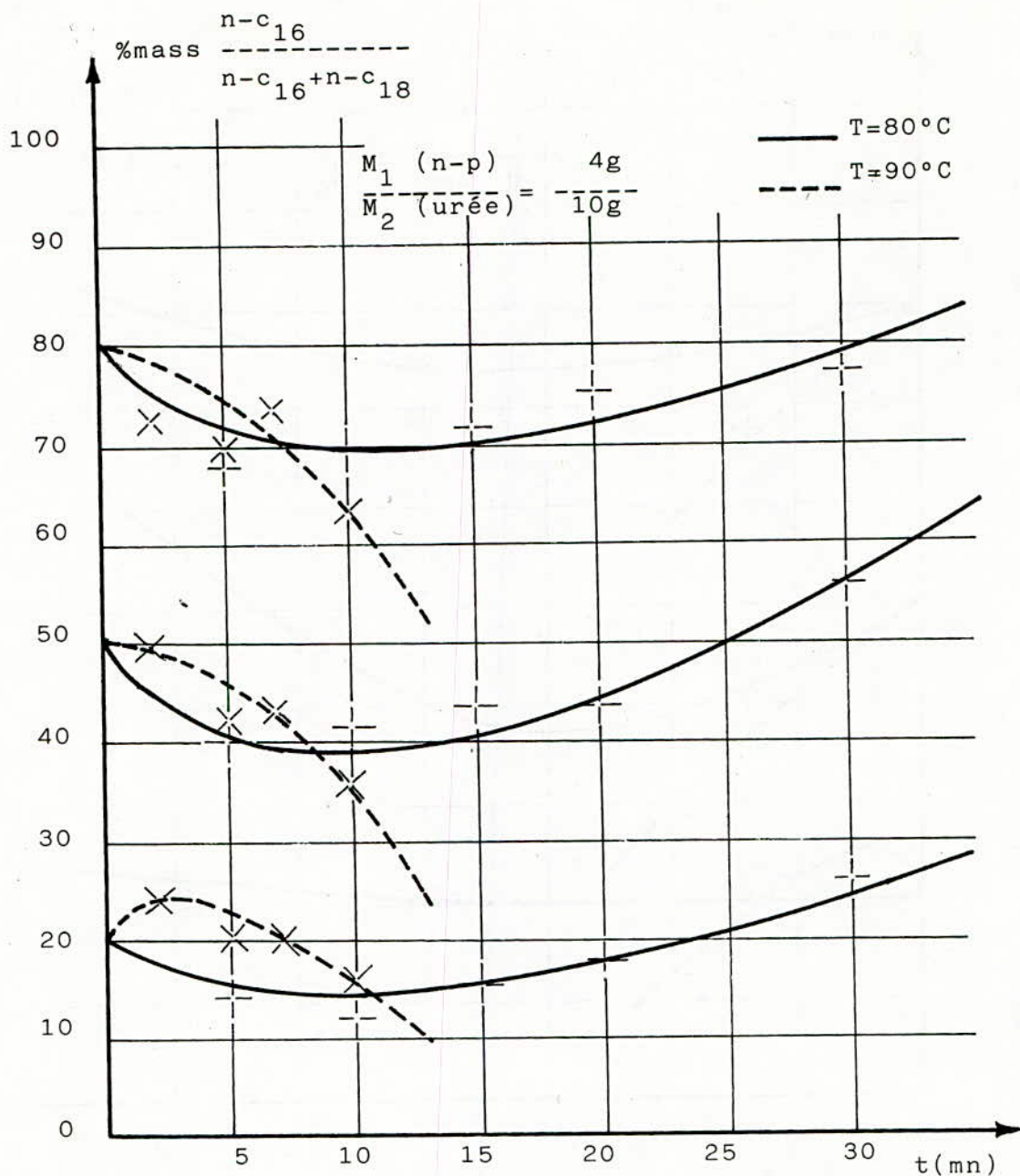


FIGURE 4: Variation du pourcentage massique $n\text{-}C_{16} / n\text{-}C_{16} + n\text{-}C_{18}$ en fonction du temps de contact $t(\text{mn})$ à deux températures et pour un rapport normales-paraffines - urée de 0,4.

La complexation du n-C₁₆ n'intervient qu'à une température de 80°C et pour des temps de contact supérieurs à 20 minutes.

En faisant varier la masse d'urée, nous constatons que le taux de récupération de normales paraffines demeure pratiquement inchangé.

Par ailleurs, pour un rapport massique de 0,25, à une température de 90°C, nous observons une complexation du n-C₁₆ dès les six premières minutes ; ceci pouvant s'expliquer par la valeur plus élevée de la tension de vapeur du n-C₁₆.

Complexation de la fraction pétrolière gas-oil.

La dernière étude a consisté à extraire un maximum de normales paraffines d'une coupe pétrolière gas-oil.

Pour les premières réactions de déparaffinage, nous avons mélangé 20ml de gas-oil, 30ml de benzène, 20g d'urée et 10ml et (ou) 30ml d'alcool jouant le rôle d'activateur.

Notre choix s'est porté sur le méthanol et l'éthanol.

Nous avons fait varier les températures de réaction et les temps de contact respectivement de 60°C à 90°C et de 5mn à 50mn (figure 5).

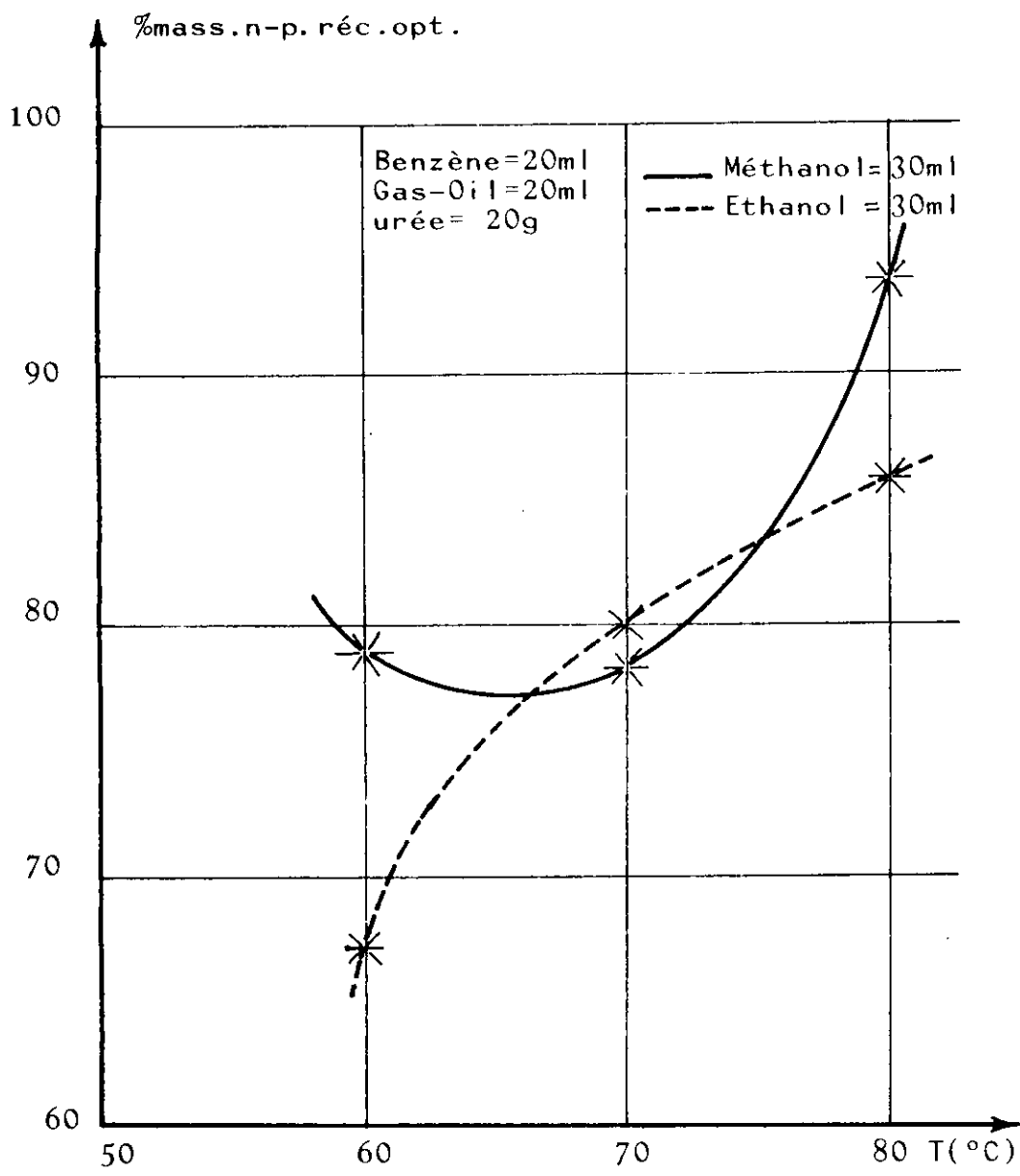


FIGURE 5 : Variation du pourcentage massique optimal de n-paraffines récupérées en fonction de la température T en °C, pour deux activateurs méthanol et éthanol.

Nous avons optimisé la température de travail et le temps de contact pour chacun des activateurs ($T=80^{\circ}\text{C}$ et $t=10$ minutes) afin de déterminer le meilleur d'entre eux et sa proportion. Pour cela, nous avons fait varier la quantité d'alcool additionnée au mélange (de 10 à 50ml). Les valeurs optima obtenues sont 20 ml de méthanol et 30 ml d'éthanol (Figure 6).

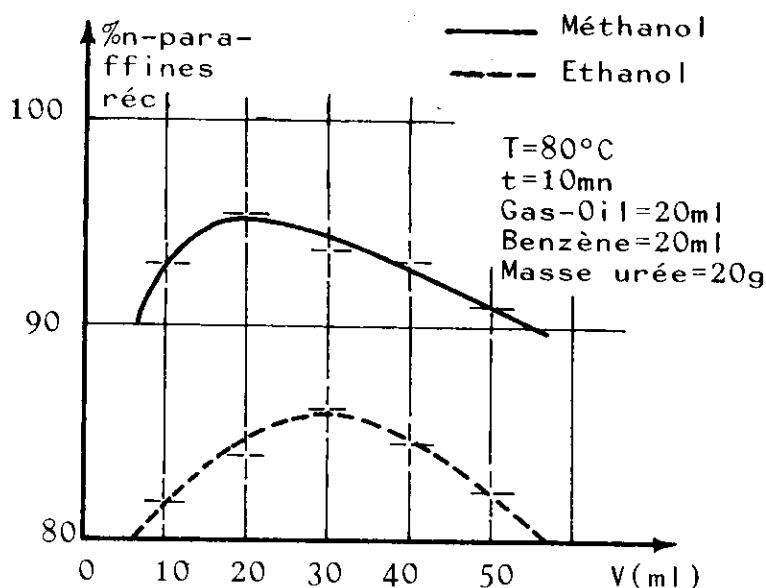


FIGURE 6 : Variation du pourcentage de n-paraffines récupérées en fonction du volume des deux activateurs utilisés : méthanol et éthanol.

Le dernier paramètre optimisé est celui de la masse d'urée.

Nous avons opté pour deux modes de travail : le premier, simple, consiste à faire varier la masse d'urée de 10 à 50g ; le second permet, en ajoutant à chaque phase déparaffinée une masse d'urée de 10g, d'effectuer une autre extraction de n-paraffines résiduelles.

Les analyses qualitatives de notre charge initiale gas-oil et des phases paraffiniques et déparaffinées ont été effectuées par chromatographie en phase gazeuse.

L'appareil utilisé est du type F 17 Perkin Elmer.

Les conditions opératoires sont les suivantes :

-Gaz vecteur : He (N55) ; débit: $12 \text{ ml} \cdot \text{mn}^{-1}$; pression d'entrée = 2bars.

-DéTECTEUR: catharomètre.

-Colonne en acier inoxydable : $L=2\text{m}$; $\varnothing \text{ int.}=4\text{mm}$.

-Phase stationnaire: 2,5% d'OV 17/Chromosorb G A.W. DMCS 80/100mesh.

-Température de colonne : 100°C à 280°C à raison de $4^{\circ}\text{C} \cdot \text{mn}^{-1}$.

-Température du catharomètre : 350°C .

-Température de l'injecteur : 300°C .

-Vitesse de papier : $2,5 \text{ mm} \cdot \text{mn}^{-1}$

-Sensibilité. = 1.

Nous remarquons que le déparaffinage n'est jamais total même en additionnant au mélange initial successivement des quantités d'urée croissantes de 10g. De plus, nous notons qu'une fraction d'hydrocarbures à chaîne linéaire et possédant une ramification

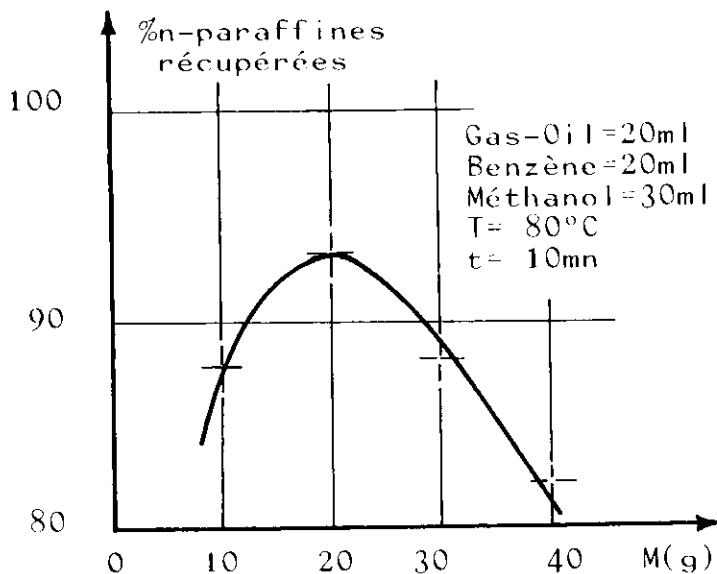


FIGURE 7 : Variation du pourcentage de n-paraffines récupérées en fonction de la masse d'urée.

se complexe également.

Il en ressort de l'examen de la figure (7) que la quantité optimale d'urée est de 20g.

Aussi, nous avons représenté sur la figure (8) les chromatogrammes obtenus en éluant la fraction gas-oil initiale et la phase paraffinique extraite à l'urée en utilisant les conditions optima et successivement le méthanol et l'éthanol comme agents d'activation.

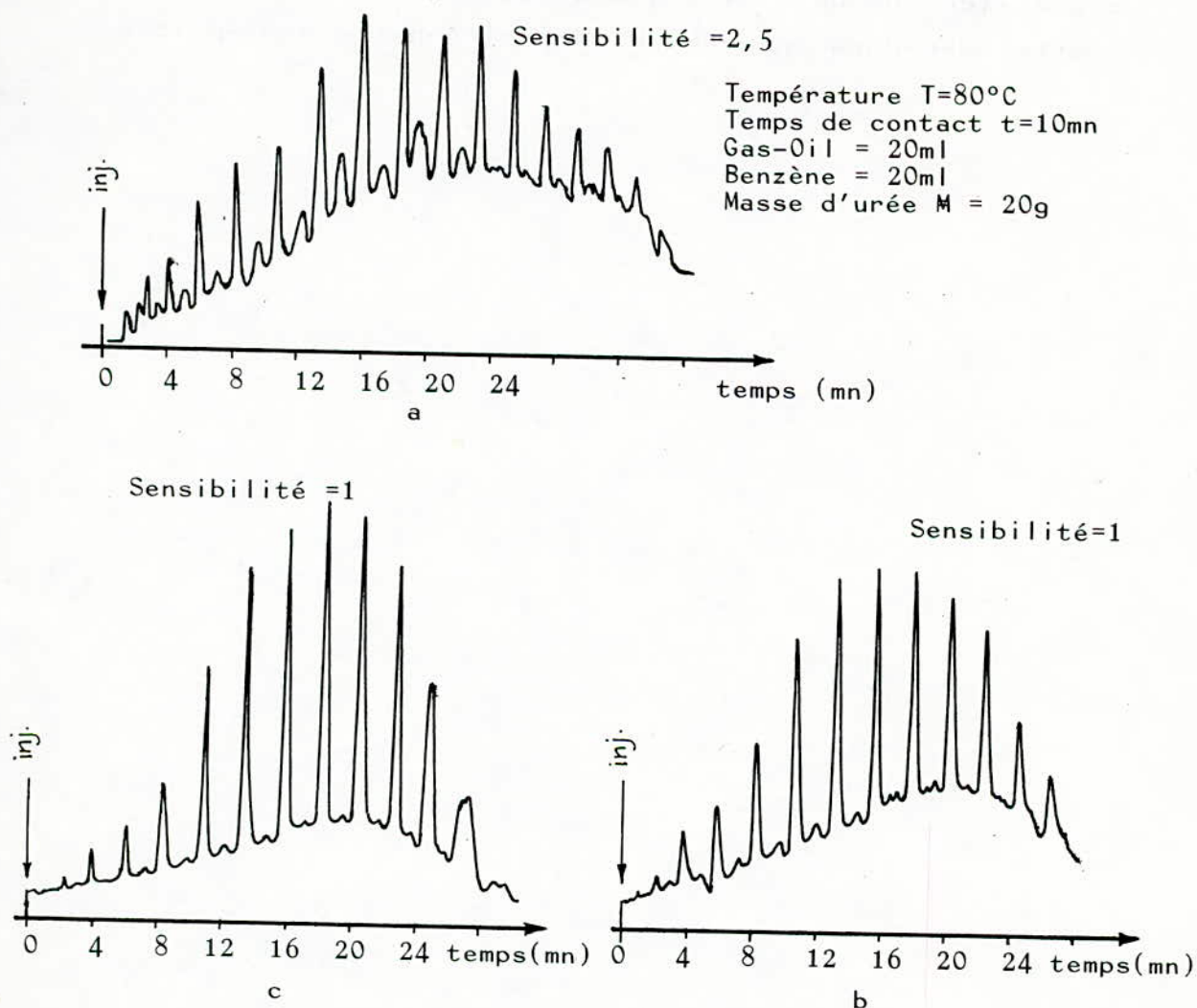


FIGURE 8 : Chromatogrammes

- a) de la fraction de Gas-Oil initiale.
- b) de la phase paraffinique extraite à l'urée avec 20ml de méthanol.
- c) de la phase paraffinique extraite à l'urée avec 30ml d'éthanol.

Conclusion

L'étude présentement menée nous a permis de déterminer les conditions optima de récupération des normales paraffines par la méthode de complexation à l'urée. Les résultats ainsi obtenus vont nous permettre de travailler sur de plus grandes quantités de charge et d'atteindre dans un premier temps l'échelle semi-pilote.

-o- B_I_B_L_I_O_G_R_A_P_H_I_E -o-

- (1) P.LEPRINCE, A.CHAUVEL, J.P.CATRY, L.CASTEX :
"Procédés de pétrochimie" 1971, p: 112-113
- (2) H.BENKEN, F. RICHTER :
Urea dewaxing expands feed choice
Hydrocarbon Processing - January 1979, p : 127 - 129
- (3) HERMANN - FRANZ
Urea dewaxing process can yield normal paraffins
Hydrocarbon Processing - Vol 44, N°9 Septembre 1965
p : 183 - 184
- (4) ASIM.K - MUKHOPADHYAY
Isolation of N-Paraffins from Kerosine
Processing n°10 - T.30 Octobre 1974, p: 15 - 19
- (5) J.S. SODHI, D-CHANDRA, MOHAN LALL, J.B. GULATI
Availability of normal paraffins in india
research and industry - Vol 22. March 1977, p : 1-8
- (6) KENNETH - A.KOBE, william - G. DOMASK
Extractive crystallisation - A new separation process
petroleum refiner - Vol 31, N°3 March 1952, p: 106 - 113
- (7) VLADIMIR - ALEXANDROVICH - MATISHEV
Procédé de séparation d'alcane normaux individuels à partir
des matières premières provenant du pétrole.
Brevet I.F.P.N° 2.362.804, 27 Août 1976, p : 1 - 18
- (8) S.E. CHITOUR, S. HADDOUM
Extraction des n-paraffines issues des fractions pétrolières
par l'urée.
Projet de fin d'études. Janvier 1980

- (9) S.E. CHITOUR, F. BENISSAD
Contribution à l'étude des complexes normales
paraffines - urée de C_{12} à C_{22} .
Projet de fin d'études. Année 1983.
- (10) S.E. CHITOUR, J. ARRAR
Contribution à l'étude de la récupération des
n-paraffines issues d'un gas-oil par l'urée.
Projet de fin d'études. Juin 1983.

DIMENSIONNEMENT D'UNE SECTION EN BETON PRECONTRAIN
DU POINT DE VUE DE L'ETAT LIMITE ULTIME

FARKAS, CYORGY- Département d'Hydraulique.

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE

10, Avenue Pasteur- Hassen Badi ALGER.

ملخص:

تحديد القياسات اعتبارا من الحد النهائي ضروري, نظرا لأن العوائق التي تسببها الالياف المود في اطراف المقطع لا تتعدى قيمها الحدية, الشيء الذي يبين لنا ان الاستعمال في الحالة النهائية لا يضمن أمن هيكل البناء في حالة الحد النهائي.

هذا النص يبين لنا طريقة تسمح بايجارما قياسات و تصفيح مقطع على شكل 1 وكمية الهيكل الفولاذي النشيطة.

و المطاوعة وهذا في حالة ما اذا كان مقطع البيطون ادافدة عن البيطون المسلح فعطى سابقا.

Abstract :

The security of the structures in the ultimate condition generally is not assured although the extreme fibre stresses under service conditions is verified.

The paper presents a method to design either the dimensions and reinforcement of a cross-section in form 1, or the cross-sections of the active and passive steels in condition if the section of the prestressed pretensioned beam is known.

Résumé :

Le fait que les contraintes des fibres extrêmes d'une section ne dépassent pas leurs valeurs admissibles en état limite d'utilisation ne garantit pas la sécurité de la structure en état limite ultime.

Cet article montre une méthode qui permet de déterminer soit les dimensions et le ferrailage d'une section en double, soit les quantités des armatures actives et passives dans le cas où la section du béton d'une poutre en béton précontraint est déjà donné.

DIMENSIONNEMENT D'UNE SECTION EN BETON PRECONTRAINTE DU POINT DE VUE DE L'ETAT LIMITE ULTIME

FARKAS, György
docteur-ingénieur

1. Introduction

Le fait que les contraintes des fibres extrêmes d'une section ne dépassent pas leurs valeurs limites dans l'état limite d'utilisation, ne garantit pas la sécurité de la structure vis-à-vis d'une augmentation éventuelle de ses charges.

C'est pourquoi le dimensionnement d'un ouvrage en état-limite ultime est indispensable.

Dans cet article nous exposons une méthode qui permet de déterminer soit les dimensions d'une section en doublet, soit les quantités des armatures actives et passives dans le cas où la section du béton est déjà donnée, de façon que les sollicitations de la section ne dépassent pas leurs valeurs limites ultimes.

2. Généralités

Supposons que les sections droites restent planes après les déformations de la poutre et qu'il n'y a pas de glissement relatif entre les armatures et le béton. Cela veut dire que nous n'examinerons que les ouvrages précontraints par pré-tension, ou par post-tension avec injection d'un coulis de ciment.

La résistance à la traction du béton sera négligée. Le diagramme contraintes-déformation du béton comprimé est supposé rectangulaire.

Le diagramme déformation-contraintes des aciers soit constitué de deux droites de chaque côté de l'origine dont l'une est conforme au module d'élasticité de l'acier et l'autre est

parallèle avec l'axe du système de coordonnées/ Fig.1./.
 La force de précontrainte est considérée comme une action agissante sur la section.

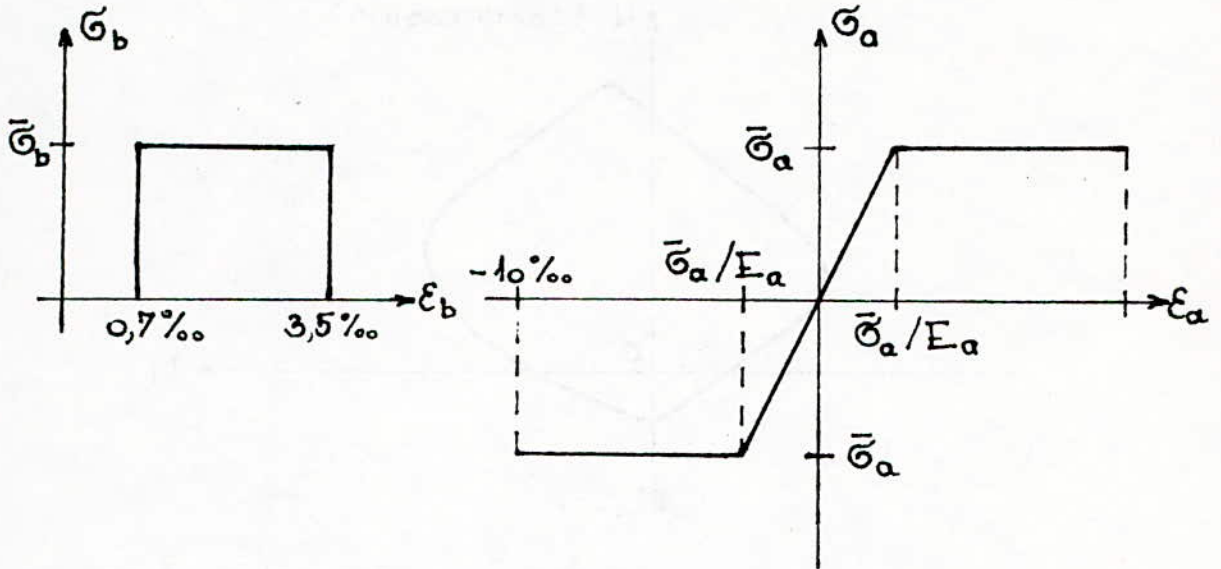


Fig.1.

3. Domaine limite d'une section fléchiée-comprimée

Dans ce qui suit nous examinerons une section en doubleté. La figure 2. montre les caractéristiques géométriques de cette section. Sur la figure A_i et A_s signifient l'aire de la section des aciers passifs dans le talon et dans le hourdis.

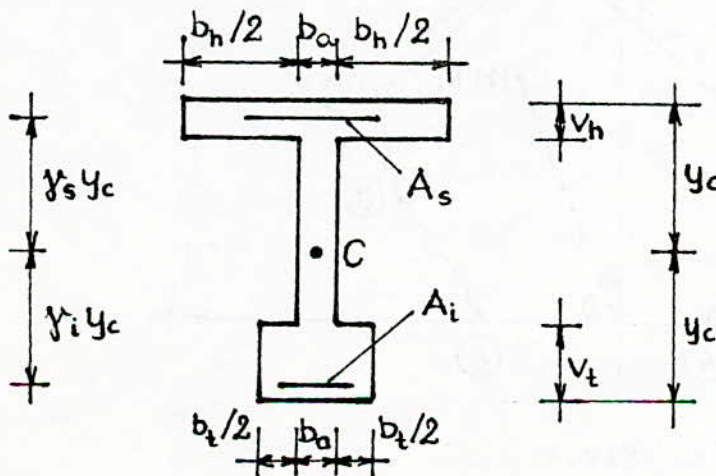


Fig.2.

La figure 3. montre le domaine-limite général d'une section en béton armé soumise à une flexion composée. Remarquons que les sollicitations sont réduites sur le point C de la section.

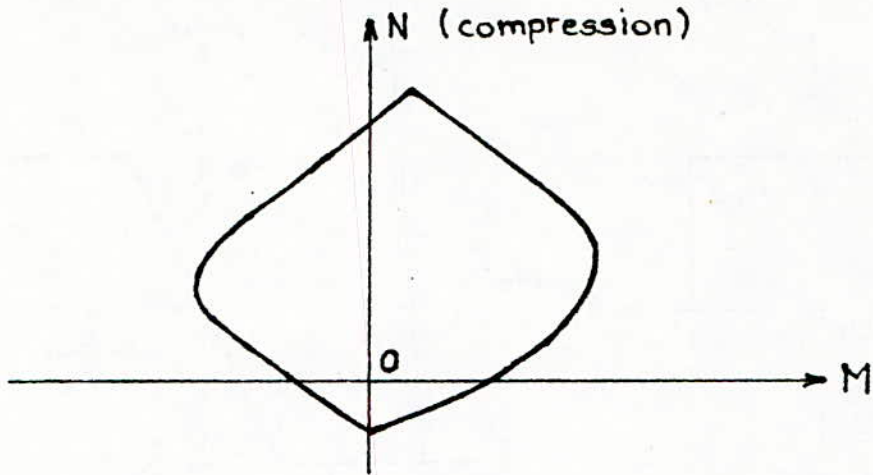


Fig.3.

Supposons que l'effort normal est une compression, ce qui est toujours valable dans le cas des poutres en béton précontraint et appliquons une approximation linéaire pour ce domaine limite par six droites suivant la figure 4.

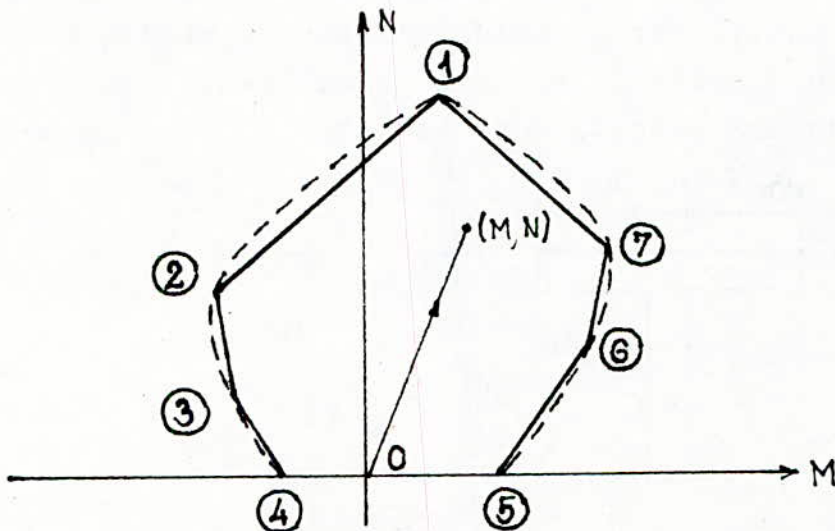


Fig.4.

Dans ce cas les coordonnées des points 1.-7. sur la figure déterminent la forme du domaine limite de la section. Si on utilise les notations de la figure 2., les formules suivantes permettent de déterminer les coordonnées de point 1.-7. pour une section en doubleté.

$$M_1 = \left[b_h v_h \left(y_c - \frac{v_h}{2} \right) - b_t v_t \left(y_c - \frac{v_t}{2} \right) \right] \bar{\theta}_b + (A_s k_s - A_i k_i) \bar{\theta}_a \quad (1/a)$$

$$N_1 = (2y_c b_a + v_h b_h + v_t b_t) \bar{\theta}_b + (A_i + A_s) \bar{\theta}_a \quad (1/b)$$

$$M_2 = \left[\frac{y_c^2 b_a}{2} + b_t v_t \left(y_c - \frac{v_t}{2} \right) \right] \bar{\theta}_b + (A_s k_s + A_i k_i) \bar{\theta}_a \quad (2/a)$$

$$N_2 = (y_c b_a + b_t v_t) \bar{\theta}_b + (A_i - A_s) \bar{\theta}_a \quad (2/b)$$

$$M_3 = v_t (b_a + b_t) \left(y_c - \frac{v_t}{2} \right) \bar{\theta}_b + (A_s k_s + A_i k_i) \bar{\theta}_a \quad (3/a)'$$

$$N_3 = v_t (b_a + b_t) \bar{\theta}_b + (A_i - A_s) \bar{\theta}_a \quad (3/b)$$

$$M_4 = A_s (k_i + k_s) \bar{\theta}_a \quad (4/a)$$

$$N_4 = 0 \quad (4/b)$$

$$M_5 = A_i (k_i + k_s) \bar{\theta}_a \quad (5/a)$$

$$N_5 = 0 \quad (5/b)$$

$$M_6 = v_h (b_a + b_h) \left(y_c - \frac{v_h}{2} \right) \bar{\theta}_b + (A_s k_s + A_i k_i) \bar{\theta}_a \quad (6/a)$$

$$N_6 = v_h (b_a + b_h) \bar{\theta}_b + (A_s - A_i) \bar{\theta}_a \quad (6/b)$$

$$M_7 = \left[\frac{y_c^2 b_a}{2} + b_h v_h \left(y_c - \frac{v_h}{2} \right) \right] \bar{\theta}_b + (A_s k_s + A_i k_i) \bar{\theta}_a \quad (7/a)$$

$$N_7 = (y_c b_a + b_h v_h) \bar{\sigma}_b + (A_s - A_i) \bar{\sigma}_a \quad (7/b)$$

Si on divise les expressions des moments par $y_c^2 b_a \bar{\sigma}_b$ et les formules des efforts normaux par $y_c b_a \bar{\sigma}_b$ on obtient les expressions suivantes, sans dimension.

$$m_1 = s_h - s_t + \beta_s \gamma_s - \beta_i \gamma_i \quad (8/a)$$

$$n_1 = a_T + \beta_i + \beta_s \quad (8/b)$$

$$m_2 = s_i + \beta_s \gamma_s + \beta_i \gamma_i \quad (9/a)$$

$$n_2 = a_i + \beta_i - \beta_s \quad (9/b)$$

$$m_3 = s_{tt} + \beta_s \gamma_s + \beta_i \gamma_i \quad (10/a)$$

$$n_3 = a_{tt} + \beta_i - \beta_s \quad (10/b)$$

$$m_4 = \beta_s (\gamma_s + \gamma_i) \quad ; \quad n_4 = 0 \quad (11/a, b)$$

$$m_5 = \beta_i (\gamma_i + \gamma_s) \quad ; \quad n_5 = 0 \quad (12/a, b)$$

$$m_6 = s_{ht} + \beta_s \gamma_s + \beta_i \gamma_i \quad (13/a)$$

$$n_6 = a_{ht} + \beta_s - \beta_i \quad (13/b)$$

$$m_7 = s_s + \beta_s \gamma_s + \beta_i \gamma_i \quad (14/a)$$

$$n_7 = a_s + \beta_s - \beta_i \quad (14/b)$$

, où m_i et n_i designent les moments et les efforts normaux relatifs,

- β_i et β_s sont les pourcentages mécaniques des aciers passifs dans le talon et le hourdis, par rapport à l'aire de l'âme;
- a_T est l'aire réduite totale de la section du béton;
- a_i et a_s désignent l'aire réduite de la partie inférieure et supérieure de la section du béton séparée par le point C;
- a_{tt} est l'aire réduite totale du talon;
- a_{ht} est l'aire réduite totale du hourdis;
- s_i , s_s , s_{tt} et s_{ht} sont les moments statiques de la partie inférieure et supérieure de la section réduite, du talon et du hourdis réduits sur le point C de la section;
- s_h et s_t sont les moments statiques des ailes du hourdis et du talon réduits sur le point C.

La figure 5. montre les caractéristiques de la section du béton réduites suivant les dimensions de l'âme.

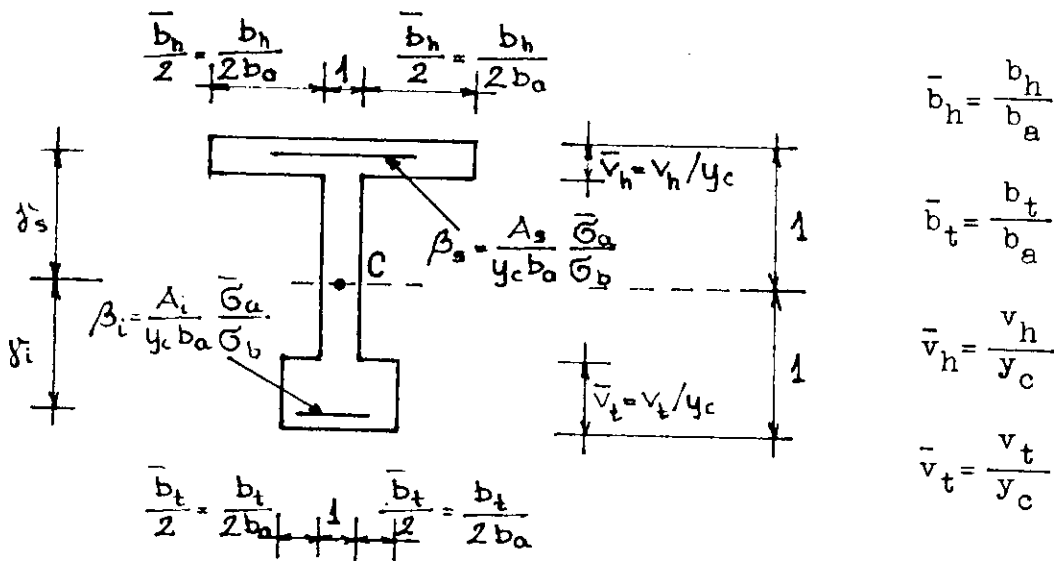


Fig.5.

4. Détermination des caractéristiques géométriques d'une section en doubleté.

La section du béton semble la plus économique vis-à-vis de l'état limite ultime, si le point qui caractérise ses sollicitations sur la figure 5. coïncide avec le point 2 dans la phase de mise en tension de la structure et avec le point 7 sous l'effet du moment ultime des surcharges. Supposons, dans ce chapitre, que les centres de gravités des armatures passives coïncident avec les centres de gravités du hourdis et du talon, et que le centre des armatures précontraintes coïncide avec le centre de gravité du talon. Ainsi, on a quatre équations pour calculer les caractéristiques géométriques de la section, qui s'écrivent sous les formes suivantes selon les expressions (9/a,b) et (14/a,b) et avec les notations de la figure 5.

$$p = 1 + \bar{b}_t \bar{v}_t + \beta_i - \beta_s \quad (15)$$

$$\nu p = 1 + \bar{b}_h \bar{v}_h + \beta_s - \beta_i \quad (16)$$

$$\gamma_i p = 1/2 + (\bar{v}_t \bar{b}_t + \beta_i) \gamma_i + \beta_s \gamma_s + m_c \quad (17)$$

$$\nu \gamma_i p = m_{su} + m_c - \left[1/2 + (\bar{v}_h \bar{b}_h + \beta_s) \gamma_s + \beta_i \gamma_i \right] \quad (18)$$

où p représente la force relative de précontrainte, ν caractérise les pertes de précontrainte, m_c désigne le moment relatif de la section dans la phase de la mise en tension, et m_{su} est le moment ultime relatif des surcharges. Supposons que le moment m_c ne dépend que du poids propre de la poutre selon les expressions suivantes

$$M_c = \alpha B \quad (19)$$

$$\text{et } m_c = \frac{M_c}{y_c^2 b_a \bar{\sigma}_b} \quad (20)$$

ou B signifie l'aire de la section du béton; α est un coefficient qui dépend de la portée et du poids spécifique de la poutre. Alors, on peut obtenir les formules suivantes pour déterminer les caractéristiques géométriques de la section à partir des expressions 15 - 18

$$y_c = \frac{\left(m_{su} - [(\beta_i + \beta_s - 1)(\gamma_i + \gamma_s) + 1] \right) (1 + \nu) \alpha}{\left[\gamma_i^{-1/2} - \beta_s (\gamma_i + \gamma_s) \right] \nu \bar{\sigma}_b (\gamma_i + \gamma_s)} \quad (21)$$

$$a_h = \bar{b}_h \bar{v}_h = \beta_i - \beta_s - 1 + \frac{\nu}{1 + \nu} \frac{\bar{\sigma}_b y_c}{\alpha} \left[\gamma_i^{-1/2} - \beta_s (\gamma_i + \gamma_s) \right] \quad (22)$$

$$a_t = \bar{b}_t \bar{v}_t = \frac{a_h + 1 - \nu}{\nu} - (\beta_i - \beta_s) \frac{1 + \nu}{\nu} \quad (23)$$

Enfin, la formule (15) fournit la valeur relative de la force de précontrainte.

Pour trouver la solution numérique d'un problème, on peut utiliser une méthode itérative dont le déroulement est le suivant. Au début du calcul on doit fixer à priori les certaines caractéristiques de la poutre, notamment les contraintes limites des aciers et du béton, la largeur de l'âme, les largeurs relatives du talon et du hourdis et les pourcentages mécaniques des aciers passifs. Puis il faut connaître le moment ultime des surcharges et la valeur α et estimer les surtensions (ν) en état-limite ultime en tenant compte du mode de réalisation de la précontrainte.

Le premier pas du calcul consiste à estimer une valeur approchée de la demie hauteur de la section selon la formule suivante:

$$y_{c1} \approx \frac{l}{35 \sim 40} \quad (24)$$

qui permet de calculer le moment relatif ultime des surcharges et une deuxième approche de y_c selon l'expression (21). Puis la formule suivante fournit la troisième approche de la valeur y_c

$$y_{c3} = \frac{y_{c1} + y_{c2}}{2} \quad (25)$$

et ainsi de suite jusqu'à ce que la différence $y_{ci} - y_{ci-1}$ devienne suffisamment petite. Enfin les expressions (22), (23) et (15) permettent de déterminer l'aire réduite du hourdis, du talon et la valeur relative de la force de précontrainte. La méthode est facilement programmable sur calculatrices.

5. Calcul de la quantité optimale des armatures précontraintes et passives dans une section donnée.

Dans ce chapitre supposons que la section du béton est connue, et nous nous proposons de déterminer la quantité optimale des aciers actifs et passifs dans cette section en connaissant le moment fléchissant dans le phase de la mise en tension et le moment ultime des surcharges de la poutre.

La sécurité d'une section vis-à-vis de la rupture est assurée si le point qui représente les sollicitations sur la figure 4. reste toujours à l'intérieur ou à la frontière du domaine limite de cette section. Ainsi la section est convenable du point de vue de l'état limite ultime si elle satisfait aux inégalités suivantes, qui viennent des formules (8)-(14) à la base de la figure 4.

$$(1 + \sigma_s e) p + (1 - \sigma_s \gamma_s) \beta_s - (1 + \sigma_s \gamma_i) \beta_i \leq a_i + \sigma_s (m_c + s_i) \quad (26/a)$$

$$-(1-\eta_i e)^p - (1+\eta_i \gamma_s) \beta_s + (1-\eta_i \gamma_i) \beta_i \leq -a_i + \eta_i (m_c + s_i) \quad (26/b)$$

$$-(1-\xi_i e)^p - \xi_i (\gamma_s + \gamma_i) \beta_s \leq \xi_i m_c \quad (26/c)$$

$$\nu (1-\delta_i e)^p - (1+\delta_i \gamma_s) \beta_s + (1-\delta_i \gamma_i) \beta_i \leq a_s - \delta_i (m_u - s_s) \quad (26/d)$$

$$-\nu (1+\eta_s e)^p + (1-\eta_s \gamma_s) \beta_s - (1+\eta_s \gamma_i) \beta_i \leq -a_s - \eta_s (m_u - s_s) \quad (26/e)$$

$$-\nu (1+\xi_s e)^p - \xi_s (\gamma_i + \gamma_s) \beta_i \leq -\xi_s m_u \quad (26/f)$$

Dans les expressions (26) δ , ξ et η sont les caractéristiques de la section réduite, notamment,

$$\begin{aligned} \delta_s &= \frac{a_s}{s_s} & ; & & \delta_i &= \frac{a_i}{s_i} \\ \eta_i &= \frac{a_i - a_{tt}}{s_i - s_{tt}} & ; & & \eta_s &= \frac{a_s - a_{ht}}{s_s - s_{ht}} \\ \xi_i &= \frac{a_{tt}}{s_{tt}} & ; & & \xi_s &= \frac{a_{ht}}{s_{ht}} \end{aligned}$$

et e désigne l'excentricité de la précontrainte par rapport à la demi-hauteur de la section que nous supposons connue. Considerons comme inconnues la valeur relative de la force de précontrainte (p), et l'aire relative de la section des aciers passifs (β_i et β_s) dans les inégalités (26). Considerons une fonction objective selon laquelle le prix total des aciers doit être minimum selon la formule suivante,

$$c_p p + c_a (\beta_s + \beta_i) \longrightarrow \text{Min !} \quad (27)$$

où c_p et c_a sont les prix relatifs des aciers actifs et passifs de façon à

$$c_p = \frac{p_p}{\bar{\sigma}_{ap}} \quad \text{et} \quad c_a = \frac{p_a}{\bar{\sigma}_a}$$

où p_p et p_a caractérisent les prix unitaires de l'aire de la section des aciers actifs et passifs. Enfin supposons que la quantité des aciers passifs doit rester entre des valeurs limites, qui sont fixées dans les règlements, selon les expressions suivantes:

$$\beta_{imin}^{reg} \leq \beta_i \leq \beta_{imax}^{reg} \quad (28/a)$$

$$\beta_{smin}^{reg} \leq \beta_s \leq \beta_{smax}^{reg} \quad (28/b)$$

L'ensemble des formules (26), (27) et (28) nous fournit un problème de programmation linéaire dont la solution peut être obtenue facilement à l'aide des ordinateurs de faible capacité de mémoire, employant par exemple la méthode simplex. Le résultat nous fournit l'aire optimale de la section des aciers actifs et passifs dans une section en béton doublet.

BIBLIOGRAPHIE

- /1/Lacroix-Fuentes:Le projet de béton précontraint
Eyrolles 1975
- /2/R.Baus:Cours de béton précontraint
Université de Liege 1977
- /3/Farkas Gy.:Calcul plastique des ossatures en béton armé
de la programmation linéaire; Thèse 1975

Achévé d'imprimer sur les presses
de l'OFFICE DES PUBLICATIONS
UNIVERSITAIRES

1, Place Centrale de Ben Aknoun (Alger)

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 15 cm X 10 cm. La revue étant elle même d'un format 21 cm X 15 cm 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 parenthèses.

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 insérées 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 textes : (Fig. 1) aux emplacements souhaités.

5. PRESENTATION DES TABLEAUX :

Ils sont numérotés à part des figures et doivent être présentés dans le texte : (tableau 1) aux emplacements qui leur sont destinés.

Adresse : Monsieur le Rédacteur en Chef

"Journal of Technology"

Ecole Nationale Polytechnique

Avenue Pasteur - Hassen Badi ALGER 10°

Tél : 76.59.29 - 76.53.03 - 76.53.01.

